

計装化シャルピー衝撃試験法による動的
破壊靱性特性値の評価法に関する研究

1992年9月

博士（工学）

山本 勇

豊橋技術科学大学

計装化シャルピー衝撃試験法による動的破壊靱性特性値の評価法に関する研究

1992年9月

博士（工学）

山本 勇

豊橋技術科学大学

計装化シャルピー衝撃試験法による動的破壊靱性特性値の評価法に関する研究

計装化シャルピー衝撃試験法は靱性試験法として非常に有用な試験法である。しかしながら、線形弾性あるいは弾塑性破壊力学に基づいた靱性試験法、すなわち破壊靱性試験法が広く普及している現在、計装化シャルピー衝撃試験法においても破壊力学的観点からの意味付けを行うことが必要である。本研究は、計装化シャルピー衝撃試験法に破壊力学的手法を導入し、動的破壊靱性試験法として確立することを目的とした。本研究により得た結論を以下に要約する。

計装化シャルピー衝撃試験法により記録される1本の破壊靱性試験片の荷重-変位曲線にコンプライアンス変化率法及びキー・カーブ法を適用して弾塑性破壊力学特性値 (J_d 及び T_{mat}) を求める動的破壊靱性評価試験システムを開発することに成功した。このシステムにより正確な弾塑性破壊力学特性値 (J_d , T_{mat}) を求めるためには、「ハンマー速度の減少を避け、試験片の変形・破壊挙動を正確に反映した荷重-変位曲線を記録すること」及び「測定される吸収エネルギーから、試験片の変形・破壊のみに消費されるエネルギーを算出する方法として提案されているコンプライアンス補正法を正確に行うこと」等が必要である。前者に関して、 $E_0 > 3 E_t$ (E_0 : 付加エネルギー, E_t : 試験片が完全に破断するまでに吸収されるエネルギー) なる条件で衝撃試験を行うことにより、正確な荷重-変位曲線を記録できることを明らかにした。また、荷重-変位曲線の形態の変化にはハンマーの固有振動に起因する変形挙動が影響していることを明らかにした。一方、後者に関しては、正確なコンプライアンス補正法を行う上で重要な試験片コンプライアンス及び試験機コンプライアンスの応答について考察し、それらは衝撃速度に依存すること、及びその理由は試験機あるいは試験片に作用する衝撃荷重及び変形量が衝撃速度の増加とともに直線的に増加することが支配的であることを明らかにした。また、最大荷重点までの

吸収エネルギーのうち試験片の曲げ変形及び破壊に消費されるエネルギーの割合は材料により異なるが、約35～80%であり、従って、コンプライアンス補正を施していない吸収エネルギーから算出した靱性値はかなり過大に評価されていることが明らかとなった。

一方、脆性材料の衝撃試験法に関して、試験片の変形・破壊挙動を反映した正確な荷重－時間曲線を記録することに注目して「荷重－時間曲線に及ぼす衝撃速度・サンプリング時間の影響」、「荷重－時間時間曲線に及ぼす試験片寸法の影響」、「最大荷重値に及ぼす衝撃吸収材の効果」、「衝撃応答曲線に重畳する衝撃挙動に及ぼす試験片支持方法の影響」等について検討し、有用な基礎的な知見を得ることができた。

Study on Evaluation Method of Dynamic Fracture Toughness Properties by Instrumented Charpy Impact Testing Method

Instrumented Charpy impact testing method is very useful to evaluate toughness of materials. However, in the present state of things in which the toughness evaluation method based on the linear-elastic fracture mechanics or the elastic-plastic fracture mechanics have been spread widely, it is important to discuss the instrumented Charpy impact testing method from the above fracture mechanics viewpoints. The objects of this study are to introduce the fracture mechanics approach into the instrumented Charpy impact testing method and to establish the instrumented Charpy impact test as the dynamic fracture toughness test. The conclusions of this study are summarized as follows.

The dynamic fracture toughness evaluation and testing system using the instrumented Charpy impact testing method could be successfully developed. In that system, the dynamic elastic-plastic fracture toughness properties such as the J_0 value and the material tearing modulus T_{mat} can be estimated applying the compliance changing rate method and the key curve method to the load-deflection curve of a single fracture toughness specimen recorded by the instrumented Charpy impact test. It is needed to take care of the followings in order to evaluate the accurate dynamic elastic-plastic fracture toughness properties using this system. That is, it is important to record the precise load-deflection curve reflected the deformation and fracture behaviors of specimen. Furthermore it is needed to apply the compliance correction method exactly, which is presented as the method to calculate the energy consumed by deforming and fracturing the specimen from the measured apparent absorbed energy. For the former, it could be clarified that the accurate load-deflection curve can be recorded when the applied energy condition is satisfied the condition of $E_0 > 3E_t$ (E_0 : applied energy, E_t : total absorbed energy). Moreover, it was found that the shape change of load-deflection curve is affected by the hammer deformation caused

by the natural frequency of the hammer.

For the latter, the behaviors of specimen compliance and machine compliance, which are very important factors for the accurate compliance correction, were investigated for various impact velocities using high-stiffness specimen. As the result, it could be clarified that the both compliances are dependent on the impact velocity and its main reason is due to the linear increasing of the impact load with increasing impact speed. Moreover, it was found from the results of compliance correction analysis for brittle and ductile materials such as steel, aluminum alloy, titanium alloy and ceramics that the energy consumed by deforming and fracturing the specimen is accounted from 35% to 80% of the energy absorbed until the maximum loading point and, therefore, the toughness evaluated from the absorbed energy without correcting the effect of machine deformation is overestimated largely.

On the other hand, the followings were investigated in order to record the precise load-deflection curve and load-time curve of brittle materials and some useful informations could be obtained. (1) The effects of impact speed and sampling time on the load-deflection curve, (2) the effects of specimen dimensions on the vibrational wave superimposed on the load-deflection curve, (3) the effect of shock-absorbing material on the maximum load and (4) the effect of specimen supporting method on the vibrational behavior superimposed on the impact response curve.

計装化シャルピー衝撃試験法による動的破壊靱性特性値の評価法に関する研究

第 I 章 序論	1
1. 破壊力学の概説	1
2. 計装化シャルピー衝撃試験法の概説	4
3. 本研究の目的	7
参考文献	10
第 II 章 動的弾塑性破壊靱性評価システムの開発	12
1. 緒言	12
2. 実験方法	13
2. 1 供試材	13
2. 2 試験片形状	14
2. 3 動的弾塑性破壊靱性 J_d の測定	15
2. 3. 1 ストップ・ブロック試験法	15
2. 3. 2 コンプライアンス変化率法	17
2. 4 き裂進展量とき裂進展抵抗の評価	18
2. 4. 1 キー・カーブ法によるき裂進展量の予測	19
2. 4. 2 き裂進展抵抗テアリング・モジュラスの評価	20
3. 実験結果及び考察	22
3. 1 計装化シャルピー衝撃試験機のコンピュータ援用化	22
3. 2 動的弾塑性破壊靱性値 J_d の評価	23
3. 2. 1 ストップ・ブロック試験法による動的弾塑性破壊靱性値 J_d の評価	24
3. 2. 2 コンプライアンス変化率法による動的弾塑性破壊靱性値 J_d の評価	24
3. 3 動的弾塑性破壊靱性 J_d 値に及ぼす試験片寸法の影響	27
3. 4 き裂進展抵抗テアリング・モジュラス (T_{mat}) の評価	30

3. 4. 1	キー・カーブ法によるき裂進展量の予測	30
3. 4. 2	J- Δa 曲線の比較	32
3. 4. 3	き裂進展抵抗テアリング・モジュラス (T_{mat}) の比較	34
3. 4. 4	き裂進展抵抗テアリング・モジュラス (T_{mat}) に及ぼ す試験片寸法の影響	36
4.	結論	39
	参考文献	41
第Ⅲ章 動的弾塑性破壊靱性値測定精度上の問題点		42
1.	緒言	42
2.	実験方法	43
2. 1	供試材	43
2. 2	試験片形状	44
2. 3	計装化シャルピー衝撃試験	44
2. 4	動的破壊靱性試験	44
2. 5	FFTアナライザーによる波形解析	45
2. 6	計装化シャルピー衝撃試験機のハンマーの振動解析	45
3.	実験結果及び考察	46
3. 1	付加エネルギーの変化による $E_t - E_r$ 相関関係の変化	46
3. 2	ハンマー減速率と付加エネルギー割合との関係	46
3. 3	ハンマー速度の減少に伴う荷重-変位曲線の形態の変化	48
3. 3. 1	最大荷重点までの荷重-変位曲線の形態の変化	48
3. 3. 2	最大荷重点以後の荷重-変位曲線の形態の変化	50
3. 4	ハンマーの振動解析結果	54
3. 5	荷重-変位曲線のき裂進展過程で見られる再負荷現象に ついて	58
4.	結論	61
	参考文献	62

第IV章 試験片の真の変形・破壊エネルギーの評価方法に関する検討	64
1. 緒言	64
2. 実験方法	65
2. 1 供試材及び試験片	65
2. 2 試験機コンプライアンス C_m 及び高剛性試験片の弾性コンプライアンス C_s の測定	66
2. 3 全コンプライアンス C_t 及び試験片コンプライアンス C_s の測定	68
2. 3. 1 全コンプライアンス C_t の測定	68
2. 3. 2 歪ゲージ法による試験片コンプライアンス C_s の測定	69
2. 4 ブリネル変形量の測定	71
3. 実験結果及び考察	72
3. 1 シャルピー衝撃試験機及び高剛性試験片の弾性コンプライアンスの衝撃速度変化	72
3. 1. 1 アンビルの衝撃変形挙動及び弾性コンプライアンスの衝撃速度変化	72
3. 1. 2 ハンマー・アームの衝撃変形挙動及び弾性コンプライアンスの衝撃速度変化	73
3. 1. 3 ハンマー中間部の衝撃変形挙動	75
3. 1. 4 高剛性試験片コンプライアンスの衝撃速度変化	76
3. 2 歪ゲージ法の正当性	80
3. 3 全コンプライアンス C_t 及び試験片コンプライアンス C_s の測定結果	81
3. 3. 1 ハンマー速度の減少の影響	81
3. 3. 2 ブリネル変形の影響	84
3. 4 吸収エネルギー補正法の必要性	88
4. 結論	90
参考文献	92

第 V 章 脆性材料の動的破壊靱性試験法に関する基礎的検討	94
1. 緒言	94
2. 脆性材料の衝撃速度及びサンプリング時間の決定方法に関する 検討	95
2. 1 実験方法	95
2. 1. 1 供試材及び試験片形状	95
2. 1. 2 計装化シャルピー衝撃試験	95
2. 2 実験結果及び考察	96
2. 2. 1 荷重-時間曲線に及ぼす衝撃速度の影響	96
2. 2. 2 荷重-時間曲線に及ぼすサンプリング時間の影響	99
2. 2. 3 脆性材料の衝撃速度及びサンプリング時間決定法	102
3. 荷重-時間曲線に重畳する振動波に及ぼす試験片寸法の影響	102
3. 1 実験方法	102
3. 1. 1 供試材及び試験片	102
3. 1. 2 計装化シャルピー衝撃試験	104
3. 2 実験結果及び考察	104
4. 衝撃吸収材の有効性に関する検討	106
4. 1 実験方法	106
4. 1. 1 供試材及び試験片	108
4. 1. 2 計装化シャルピー衝撃試験法	108
4. 2 実験結果及び考察	108
5. 1点曲げ試験法と3点曲げ試験法の比較	109
5. 1 実験方法	109
5. 1. 1 供試材及び試験片	111
5. 1. 2 1点曲げ試験及び3点曲試験による衝撃応答曲線 の測定	111
5. 2 実験結果及び考察	111
6. 結言	113
参考文献	115

第VI章 結論	116
---------	-----

謝辞	120
----	-----

論文目録	121
------	-----

第 I 章 序論

1. 破壊力学の概説

1920年に A.A.Griffith によって完全弾性体の破壊のクライテリオンがエネルギー論的に説明されて以来⁽¹⁾，破壊に関する研究は活発に行われてきた。そして1948年 G.R.Irwin⁽²⁾，1949年 E.Orowan⁽³⁾によって，Griffith の理論を修正した脆性破壊のクライテリオンが提案された。それが (1-1) 式に示すGriffith-Orowan-Irwin の式である^{(1)・(2)・(3)}。

$$\sigma = \sqrt{(2\gamma_s + \gamma_o) E / \pi c} \quad (1-1)$$

(1-1) 式で， σ ：付加応力， γ_s ：表面エネルギー， γ_o ：塑性表面エネルギー， E ：ヤング率， c ：き裂長さである。

上記のような破壊に関する研究の成果は1958年に Irwinによって線形弾性破壊力学として体系づけられた^{(4)・(5)}。線形弾性破壊力学では，破壊に対する抵抗値として応力拡大係数 K を定義し，(1-2)式によりき裂を含む部材の強度の推定を行う^{(4)・(5)}。

$$\sigma = K / \sqrt{\pi c} \quad (1-2)$$

ところで，線形弾性破壊力学アプローチにより，材料定数としての破壊靱性値を得るためには，2つの条件が満足されなければならない。1つは小規模降伏条件で，これは「き裂先端近傍に生じる塑性域がき裂長さやその他の試験片寸法に比べて十分に小さくなければならない」という条件である。もう1つは平面歪条件で，これは，実際の大型構造物に生じている破壊の基本的形態が，小型の試験片においても再現され，小型の試験片から得られる破壊靱性値が大型構造物における破壊靱性値と等しいことを保証する条件である（すなわち，大型構造物中のき裂先端の応力状態は3軸拘束が強いために平面歪応力状態になっていると考え

られる。それゆえ、試験片き裂先端での応力状態も平面歪状態が実現されなければならない)。この2つの条件を満足する破壊靱性値を求めることにより、線形弾性破壊力学アプローチによって材料定数としての破壊靱性値を得ることができる。ところが、原子炉圧力容器用鋼などの高靱性材料の場合、この2つの条件を満たすためには数10cmの厚さの試験片を用いなければならず、極めて不経済である。また、加速器などによるシュミレーション照射の場合、そのような試験片を採取することは不可能である。このような背景から、線形弾性破壊力学アプローチの拡張として弾塑性破壊力学アプローチが開発され、進展してきた。

弾塑性破壊力学アプローチでは、1968年に J.R.Rice によって提案された経路独立 J 積分⁽⁶⁾ が破壊靱性評価パラメータとして広く使用されている。この J 積分は、き裂先端に近い経路の代わりに、き裂から十分離れた積分経路によってき裂先端の応力-ひずみ場の特性を表示する方法である。従って、この方法を使用することにより、き裂先端近傍でかなり大規模な降伏が起こったとしても、そこから離れた領域が解析できるならば、き裂先端近傍の特性を推定することができる。それゆえ、この解析手法は前述した小規模降伏条件を満たす必要がなく、小型の試験片で弾塑性挙動を示す材料の破壊特性の評価に用いることができる。

J.R.Rice の提案した J 積分は (1-3) 式で定義される⁽⁶⁾。

$$J = \int W dy - T (\partial u / \partial x) dS \quad (1-3)$$

(1-3) 式で、R：き裂先端を囲む任意の積分経路、W：ひずみエネルギー密度、T：外向き法線引張力ベクトル、u：変位ベクトルである。J.R.Rice は「全歪理論で扱われる任意の線形弾性材料及び弾塑性材料では J 積分は経路独立である」ことを証明し、更に物理的観点から J 積分を (1-4) 式のように定義した⁽⁷⁾。

$$J = - (1/B) (\partial u / \partial a) \quad (1-4)$$

(1-4) 式で、B：試験片厚さである。(1-4) 式は「J はき裂長さがほぼ等しい2つの同等な物体が同一荷重を受けたときのポテンシャルエネルギーの差に等しい」という意味である。

1972年に J.A.Begley と J.D.Landes はこの定義に基づいて、種々の異なった初期き裂長さを持つ試験片を用いて J 積分値を求める複数試験片法を提案した⁽⁸⁾。1973年には J.R.Rice らにより、単一試験片法が開発された⁽⁹⁾。その方法では深切欠曲げ試験片を使用し、(1-5)式により J 積分値を計算する。この方法により、J 積分値による破壊靱性値の評価は現実的なものとなった。

$$J = 2E / (B(W - a_0)) \quad (1-5)$$

(1-5)式において、W：試験片幅、 a_0 ：初期き裂長さ、E：所定の変位までの荷重-変位曲線下の面積である。

これらの研究の成果は、1981年に米国材料試験協会 (American Society of Testing and Materials : ASTM) により、ASTM E 813「Standard Test Method for J_{IC} , A MEASUREMENT OF FRACTURE TOUGHNESS」⁽¹⁰⁾として標準化され、そして同じく1981年に日本機械学会 (JSME) によって、JSME S 001「弾塑性破壊靱性 J_{IC} 試験方法」⁽¹¹⁾として標準化された。ASTM E 813 標準試験法及び JSME S 001 標準試験法では、Valid条件と称されるクライテリオンを満足したき裂発生点での J 積分値を J_{IC} と表記し、弾塑性破壊靱性値としている。

一方、弾塑性破壊力学アプローチの対象である大規模な塑性変形を伴う低強度高靱性材料では、‘き裂は発生後しばらくの間安定的に進展し、かなりの付加変形を示した後、不安定的に進展して破損にいたる’いわゆる延性不安定破壊が生じる。材料がこのような破壊挙動を示す場合、実質的な破壊発生点は延性不安定破壊発生点で、延性安定き裂の発生点を基準とする弾塑性破壊靱性値 J_{IC} では、あまりに安全側に評価しすぎるという批判が生じてきた。このようなことから、弾塑性破壊靱性 J_{IC} 試験法標準化以降の弾塑性破壊力学の分野では、き裂進展挙動を解明し、延性安定破壊から延性不安定破壊へ移行する際のクライテリオン、及びき裂進展抵抗の定量化に関する研究が盛んに行われるようになった。

そのような中で、1979年に P.C.Paris らによりテアリング・モジュラス概念が導入され、き裂進展抵抗パラメータとして (1-6) 式で定義される材料テアリング・モジュラス T_{mat} (material tearing modulus) が用いられるようになった⁽¹²⁾。

$$T_{mat} = (E / \sigma_0^2) / (dJ / da) \quad (1-6)$$

(1-6) 式で、 σ_0 ：流動応力、 dJ / da ： $J - \Delta a$ 曲線 (Δa ：き裂進展量) の勾配である。

更に、最近の破壊力学に基づいた構造物設計では「材料の破壊靱性特性評価を以上述べたような‘破壊発生に対する破壊靱性’及び‘破壊進展に対する抵抗’という2面から総合的に行うことが構造物の破壊に対する安全性をより高度に保証する上で必要である」との考えが主流となっている。

2. 計装化シャルピー衝撃試験法の概説

破壊力学誕生以前に、材料の靱性を知る上で非常に簡便で有効であったシャルピー衝撃試験法は、1901年にフランスの金属学者である M.G.Charpy により提案された⁽¹³⁾。M.G.Charpyが1901年に提案した試験法は、30mm×30mmの断面を有するキー・ホール切欠き付試験片を3点曲げ負荷するという方法である。一方、シャルピー衝撃試験法とならび広く普及しているアイゾット衝撃試験法は、1903年に E.G.Izot によって開発された⁽¹⁴⁾。アイゾット衝撃試験法は、鋭い切欠きを有する試験片を片持ち状に打撃するという試験法である。その後、シャルピー衝撃試験法は改良され、M.G.Charpy によってシャルピー衝撃試験法が提案された10年後の1912年に、シャルピー衝撃試験法の負荷方式とアイゾット衝撃試験法の試験片形状を組み合わせた「10mm×10mmの断面を有するV切欠き試験片を3点曲げ負荷する」という現在のシャルピー衝撃試験法とほぼ同一の試験法ができあがった⁽¹⁵⁾。

ところで、シャルピー衝撃試験中に試験片に作用する荷重あるいは試験片の変形量の時系列的変化を計測する方法に関する研究、いわゆるシャルピー衝撃試験機の計装化に関する研究は比較的早くから行われ、シャルピー衝撃試験法ができあがった16年後の1928年に、山田良之助によって、最初の論文が報告された⁽¹⁶⁾。山田が開発した荷重-変位曲線記録機構は以下のようなものであった。すなわち、2種類の固定スリットと1種類の回転円盤スリットを通した光束をハ

ンマーに固定した写真乾板に投影し、そして回転円盤スリットを電動モータで等速度で回転させる。この時、ハンマーが等速度で運動するならば写真乾板上の2本の線の間隔は同一であるが、ハンマーの速度が変化する場合、写真乾板上の2本の線の間隔は変化する。従って、この線の間隔の変化からハンマーの速度を知ることができる。そして、上述のようにして求めた速度を微分して加速度を求め、それにハンマー質量を乗ずることにより試験片に作用する荷重値を得ることができる。更に、試験片の変位はハンマー速度を積分することにより得ることができる。しかしながら、山田の方法はシャルピー衝撃試験装置全体を暗室内に設置し、暗室内で実験を行うという不便なものであった。

1929年に渡辺によつて報告された方法は山田の方法と異なり、シャルピー衝撃試験機のアンビル（2点支持の片方のみ）を改造して衝撃荷重検出部とするという方法であつた⁽¹⁷⁾。すなわち、鋼製ブロックと一對の水晶の円盤（直径20mm、厚さ5mm）を接着させて衝撃荷重検出部とし、鋼製ブロック側が試験片保持台となるように衝撃荷重検出部をアンビルに取り付ける。そして衝撃負荷によつて水晶円盤に生じる電荷を陰極線オシログラフで測定するというものである。渡辺はこの計装化シャルピー衝撃試験機を使用して、軟鋼の試験片寸法あるいは衝撃速度の変化による吸収エネルギーあるいは荷重値に重畳する振動の変化等について詳細な研究を行つた。その後、1957年に田中らは衝撃荷重及び変位を同時に計測する方法を提案した⁽¹⁸⁾。田中らによつて提案された荷重-変位曲線記録方法は以下のとおりである。すなわち、衝撃荷重はシャルピー衝撃試験機振子の背部に取り付けたロッシエル塩の結晶よりなる小型衝撃力検出器により計測する。一方、変位は一定の光束を振子で切らせ、その変化を光電管に受けて電圧に変換し、その電圧変化をオシログラフに入力して測定するという方法である。田中らはこの方法を使用して軟鋼等の荷重-変位曲線を観測し、その破断過程について研究を行つた⁽¹⁸⁾。1959年、作井らはシャルピー衝撃試験機の振子の打撃刃の後方に水晶をはさみ、衝撃力によつて生じる圧電気を電氣的な増幅なしに直接オシログラフに導いて荷重-時間曲線の観測を行い、軟鋼の遷移温度挙動について調べた^{(19)・(20)}。

1960年代に入ると、荷重値の測定は歪ゲージを使用する方法が主流となり、様々な種類の歪ゲージが検討された。1962年、B.Cottrell はハンマー・タッ

ブ部にゲージ率が大きくピエゾ効果によって機能するバリウムチタン振動ゲージを貼付し、荷重-時間曲線の記録を行った⁽²¹⁾。1963年には、田中らはシャルピー衝撃試験機のハンマー・タップの両面に2枚ずつの半導体歪ゲージを貼り付けて衝撃荷重-時間曲線を記録し、鋼の遷移挙動についての研究を行っている⁽²²⁾。同1963年に、H.P.Tardif and H.Marquisは、シャルピー衝撃試験機ハンマー・タップ部の剛性を小さくし、更に、荷重値検出能を高めることを目的にハンマー・タップ部の改造を行った。そして改造を行ったハンマー・タップ部の両面に歪ゲージを貼付し、荷重-時間曲線の記録を行った⁽²³⁾。1968年には、小林らによって、ハンマー回転軸に精密級ポテンシオメータ（巻線型可変抵抗器）を装着し、回転角検出器すなわち変位検出器として使用することにより、荷重-変位曲線を記録する計装化シャルピー衝撃試験機が提案された（荷重値は、試験機振子の刃部の両面に貼り付けられた2枚の半導体歪ゲージにより計測された）⁽²⁴⁾。1981年には、小林らによって、半導体歪ゲージ及びポテンシオメータによって測定される荷重値及び変位値をAD変換器によりデジタル値に離散化し、デジタルメモリ内に記憶させ、マイクロコンピュータによって衝撃荷重に重畳する振動波の消去、降伏荷重値、最大荷重値、吸収エネルギーの分析及び計算を可能にした計装化シャルピー衝撃試験システムが開発された^{(25)・(26)}。

上述したシャルピー衝撃試験法の計装化の歴史の中で、近年、計装化シャルピー衝撃試験法を規格化しようとする気運が高まってきている。例えば、ドイツでは1986年に金属材料のシャルピー衝撃試験法の計装化案が提出され、現在審議されている。また日本でも、社団法人日本機械工業連合会・日本試験機工業会が計装化衝撃試験機の標準化を目的として、「計装化衝撃試験機の標準化のための調査研究」を1990年から2カ年に渡って行い、1991年5月に報告書⁽²⁷⁾及びそれを基礎にした規格化第1次案⁽²⁸⁾を提出している。更に、1992年7月には正式のJIS化のための委員会が発足している。

一方、計装化シャルピー衝撃試験法を利用して、動的破壊靱性値を求めようとする研究も多くの研究者によって行われてきた。計装化シャルピー衝撃試験法により動的破壊靱性値を求める手法は、直接的方法と間接的方法の2つに分類することができる。前者は計装化シャルピー衝撃試験法により観測される荷重-変位曲線（あるいは荷重-時間曲線）から、直接的に破壊靱性値を求めようとする方

法で、動的破壊靱性値の算出には静的破壊靱性解析が流用される場合が多い。後者は計装化シャルピー衝撃試験法により計測される吸収エネルギーから、あらかじめ求められている相関式により静的・動的破壊靱性値を求める方法である。前者については、1980年に ASTM E24 - 03・03 委員会によって、線形破壊力学が適用可能な範囲内に対してのみ、計装化シャルピー衝撃試験法による動的破壊靱性測定方法についての規格案が提出された⁽²⁹⁾。しかしながらその後進展がなく、現在の所、規格化までには至っていない。しかし1991年11月には英国の国立物理研究所 (National Physical Laboratory : NPL) で、計装化シャルピー衝撃試験法に関する国際シンポジウムが開催され、国際的にも規格化の気運が高まってきている。

3. 本研究の目的

今まで述べてきたように、計装化シャルピー衝撃試験について多くの研究がなされ、計装化シャルピー衝撃試験法の規格化の気運が国内・国外ともに高まっている。しかしながら破壊力学に基づいた靱性評価試験法が広く普及している現在、計装化シャルピー衝撃試験法は破壊力学的観点からの意味付けが十分に行われていないために、材料選択の際のスクリーニング (screening) 試験法としての位置しか与えられていないのが現状である。

しかしながら、破壊力学の進展及び計装化技術の進歩により、計装化シャルピー衝撃試験法は動的破壊靱性試験法としても有用な試験法となり得る可能性を残している。また、一般に金属材料の靱性は負荷速度の影響を受け、鉄鋼材料の場合、負荷速度が高くなるほど靱性は小さくなる。従って、原子炉圧力容器用鋼など動荷重の作用を考慮しなければならない構造物に使われる材料では動的条件下で測定された破壊靱性の評価が必要で、構造物は動的破壊靱性により設計がなされるべきである。このようなことから、簡便で正確な動的破壊靱性試験評価法の確立は必要不可欠なものである。

そこで本研究では、小林らによって開発された計装化シャルピー衝撃試験システム^{(25)・(26)}を発展させたコンピュータ援用計装化シャルピー衝撃試験システム

に破壊力学的手法を導入し、動的破壊靱性評価試験法として確立することを目的とした。

本論文は、上記目的の下で行った一連の研究の成果をまとめたもので、以下のような構成となっている。

本章は本論文の序論で、破壊力学及び計装化シャルピー衝撃試験法の歴史的変遷を中心に概説した後、本研究の目的及び本論文の構成について述べている。

第Ⅱ章では、弾塑性破壊力学パラメータである J_d 値及び T_{mat} 値を、計装化シャルピー衝撃試験により記録される1本の破壊靱性試験片の荷重-変位曲線から、簡便に算出する方法について述べている。

第Ⅱ章で開発した動的弾塑性破壊靱性評価法により正確な J_d 値及び T_{mat} 値を求めるためには、まず、試験片の変形・破壊挙動を正確に反映した荷重-変位曲線が記録されなければならない。しかしながら計装化シャルピー衝撃試験法では、荷重及び変位は間接的な方法により記録されるため、荷重及び変位には様々な影響が含まれている。従って、第Ⅱ章で開発した動的弾塑性破壊靱性評価法により正確な J_d 値及び T_{mat} 値を求めるためには、計装化シャルピー衝撃試験法で使用されている間接的な荷重、変位記録方法でも、試験片の変形・破壊挙動を反映した正確な荷重-変位曲線が記録されなければならない。そこで、第Ⅲ章では特に、ハンマー速度の減少及びハンマー自体の変形が荷重-変位曲線の形状に及ぼす影響について検討し、正確な荷重-変位曲線を記録するための付加エネルギー条件を提案している。

第Ⅲ章で提案した付加エネルギー条件を満足した条件下で記録される荷重-変位曲線においても、シャルピー衝撃試験機の弾性変形の影響は含まれ、記録されたままの荷重-変位曲線から計算される吸収エネルギーには、試験機の弾性変形のために消費されたエネルギーが含まれている。そこで第Ⅳ章では、試験機の弾性変形に消費されるエネルギーを除外して、試験片の曲げ変形・破壊のみに消費されるエネルギーを算出するコンプライアンス補正法に必要な全コンプライアンス及び試験片コンプライアンスを様々な材料について、広範な衝撃速度に対して測定し、その挙動について考察している。

第Ⅱ章から第Ⅳ章までは延性材料の動的破壊靱性試験法に関する研究である。

しかしながら、第V章では脆性材料の衝撃試験法に関して、衝撃時に発生する振動挙動を抑制し、正確な荷重-変位曲線の記録に必要な知見を得るために行ったいくつかの基礎的な実験について述べている。

第VI章では、本研究で得られた結果を総括している。

参考文献

- (1) A.A.Griffith, Philosophical Transactions of the Royal Society of London, A221(1920), p.163.
- (2) G.R.Irwin, Fracturing of Metals, ASM, (1948), p.152.
- (3) E.Orowan, Progress in Physics, 12(1949), p.185.
- (4) G.R.Irwin, Journal of Applied Mechanics, 24(1957), p.361.
- (5) G.R.Irwin, Fracture, Handbuch der Physik VI (1958), p.551.
- (6) J.R.Rice, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, Vol.35(1968), p.379.
- (7) J.R.Rice, Fracture, Academic Press, (1968), p.191.
- (8) J.A.Begley and J.D.Landes, ASTM STP 514, (1972), p.1.
- (9) J.R.Rice, P.C.Paris and J.G.Merkle, ASTM STP 536, (1973), p.231.
- (10) ASTM, Standard Test Method for J_{IC} , A MEASUREMENT OF FRACTURE TOUGHNESS(E813-81), (1981).
- (11) 日本機械学会, 弾塑性破壊靱性 J_{IC} 試験方法 (J S M E S 0 0 1), (1981).
- (12) P.C.Paris, H.Tada, A.Zahoor and H.Ernst, ASTM STP 668, (1979), p.3.
- (13) G.C.Charpy, Proc.Int.Assoc.for Testing Materials, Vol.1, Report III (1901)
- (14) E.G.Izot, Engineering, Vol.76(1903), p.431.
- (15) G.C.Charpy, Proc.6th Congress Int.Assoc.for Testing Materials, (1912).
- (16) 山田良之助, 日本機械学会誌, Vol. 31 (1928), p. 420.
- (17) 渡辺俊平, 理研欧文報告, Vol. 12 (1929), p. 99.
- (18) 田中 実, 梅川莊吉, 日本金属学会誌, Vol. 21 (1957), No. 4, p. 221.
- (19) 作井誠太, 中村正久, 大森正信, 鉄と鋼, Vol. 46 (1959), No. 2, p. 32.

- (20) 作井誠太, 中村正久, 大森正信, 鉄と鋼, Vol. 46 (1959),
No. 12, p. 14.
- (21) B.Cotterel, British Welding Journal, Vol.9(1962), p.83.
- (22) 田中 実, 布村成具, 日本金属学会誌, Vol. 27 (1963),
No. 9, p. 439.
- (23) H.P.Tardif and H.Marquis, Canadian Metallurgical Quarterly,
Vol.2(1963), No.4, p.373.
- (24) 三好 滋, 高井耕一, 小林俊郎, 鉄と鋼, Vol. 54 (1968),
No. 4, p. 497.
- (25) 小林俊郎, 松原 等, 上田俣完, 鉄と鋼, Vol. 67 (1981),
No. 14, p. 2216.
- (26) T.Kobayashi, Engineering Fracture Mechanics, Vol.19(1984), No.1,
p.49.
- (27) 社団法人日本機械工業連合会, 日本試験機工業会, 計装化衝撃試験機の
標準化のための調査研究報告書, (1991)
- (28) 日本試験機工業会, 日本試験機工業会規格 (第1次案) 「金属用衝撃試
験機の計装化装置」, (1991).
- (29) ASTM, Standard Method of Test for INSTRUMENTED IMPACT TESTING OF
PRECRACKED SPECIMENS OF METALLIC MATERIALS (Draft 2d), (1981).

第II章 動的弾塑性破壊靱性評価システムの開発

1. 緒言

金属材料の靱性を端的に知る上でシャルピー衝撃試験法は有用ではあるが、破壊力学的手法が普及した現在、破壊力学的観点からの意味付けが行われることが大切である。計装化シャルピー衝撃試験法はこの点で動的破壊靱性試験法として普及しうる可能性を残しているが⁽¹⁾、まだ十分にその可能性が検討されているとはいえず、特に弾塑性破壊力学の解析はこれからの課題といえる。このため本章では、計装化シャルピー衝撃試験法によって工業的に簡便に動的破壊靱性値を測定する方法について、最近の弾塑性破壊力学的手法を導入して検討することを目的とした。

ところで、破壊靱性を評価するパラメータとして弾塑性破壊靱性 J_{IC} 値が一般に使われるが、これはき裂発生時のき裂進展に対する抵抗を表すパラメータである。一方、き裂の進展挙動を解明し、延性安定破壊から延性不安定破壊へ移行する際のクライテリオン及びき裂進展抵抗を定量的に評価することも必要とされている。このような背景から、Parisら⁽²⁾により、テアリング・モジュラス概念が導入され、き裂進展抵抗パラメータとして T_{mat} が用いられるようになった。この2つの弾塑性破壊力学パラメータを求めるには、 J_{IC} の場合にはき裂発生点の検出、 T_{mat} の場合にはき裂進展量の測定がそれぞれ必要である。

そこで本研究では、計装化シャルピー衝撃試験により記録される1本の破壊靱性試験片の荷重-変位曲線から、コンプライアンス変化率を計算することによりき裂発生点を検出し、動的弾塑性破壊靱性値 J_d を求めることを試みた。次いで、キー・カーブ法⁽³⁾により前述の荷重-変位曲線からき裂進展量 Δa を推定して $J - \Delta a$ 曲線を描き、その曲線の傾きから T_{mat} を求めた。またParis-Hutchinsonら⁽⁴⁾の3点曲げ試験片の T_{300} 式及びKaiserら⁽⁵⁾によって提案された rebound complianceを用いることにより T_{mat} を算出した。そして以上の手法により求めた J_d 値及び T_{mat} をストップ・ブロック試験法⁽⁶⁾により得られた結果と比較し、計

装化シャルピー衝撃試験への適用性について考察した。

ところで、動的破壊靱性値評価手法を構築する上で重要な検討課題は、得られる動的破壊靱性値の有効性を判定する基準を確立することである。すなわち、一般に、試験片予き裂先端の応力状態は、試験片表面近傍で平面応力状態、試験片内部で平面歪状態となっており、試験片厚さが大きくなるにつれて、試験片予き裂先端の応力状態は平面歪状態が支配的となる。平面歪状態にある試験片から得られる破壊靱性値、すなわち、平面歪破壊靱性値が機械・構造物を設計する際の設計指標として重視されており、この破壊靱性値を得ることのできる最小の試験片寸法を明らかにし、平面歪破壊靱性値判定基準を確立することが極めて重要である。

しかしながら、動的負荷試験の場合に得られる破壊靱性値の有効性 (Valid 性) 判定基準は必ずしも確立されておらず、静的負荷試験の判定基準をそのまま動的負荷試験に流用している例が多い。シャルピー衝撃試験のような小型試験片を用いる靱性試験法では、特に、この点が明らかにされなければならない。

そこで、本研究では、前述したコンプライアンス変化率法及びキー・カーブ法を使用して、 J_d 値及び T_{max} に及ぼす試験片寸法の影響について調べ、動的負荷条件下における J_d 値の Valid 基準を提案した。

2. 実験方法

2.1 供試材

本研究に供した材料は主に原子炉圧力容器用 A533B 鋼 (圧延材, 板厚: 134 mm) で、その他に球状黒鉛鑄鉄 (以下 DCI と記す), 7075 Al 合金 (圧延材, 板厚: 50 mm), 6061 Al 合金 (圧延材, 板厚: 30 mm), 5083 Al 合金 (圧延材, 板厚: 30 mm), Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo 合金 (鍛造丸棒, 以下 Ti-6246 合金と記す) も使用した。各供試材の化学組成を表 2-1, 力学的性質を表 2-2 に示す。

表 2 - 1 供試材の化学組成 (mass%)

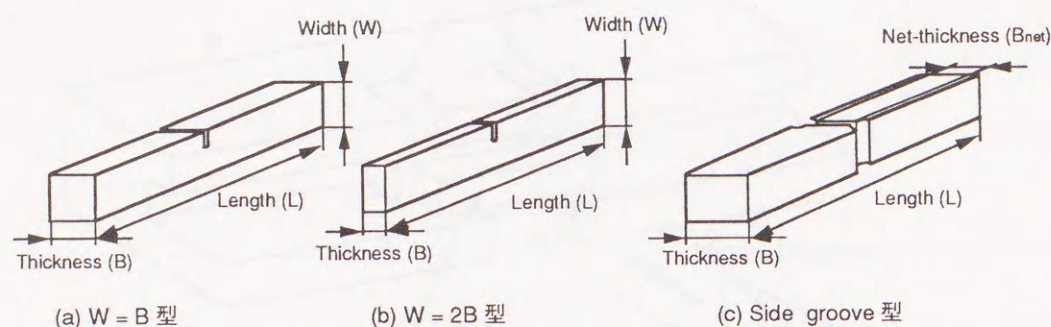
Material	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Mo	Fe		
A533B	0.18	0.30	1.50	0.004	0.002	0.02	0.67	0.57	bal.		
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mg	Fe		
DCI	3.21	1.98	0.62	0.050	0.019	0.06	0.03	0.042	bal.		
	Si	Mn	Cu	Cr	Mg	Zn	Ti	Fe	Al		
7075Al	0.08	0.03	1.55	0.21	2.49	5.53	0.049	0.17	bal.		
	Si	Mn	Cu	Cr	Mg	Zn	Ti	Fe	Al		
6061Al	0.57	0.01	0.26	0.23	0.98	0.01	0.03	0.41	bal.		
	Si	Mn	Cu	Ni	Cr	Mg	Zn	Ti	Fe	Be	Al
5083Al	0.08	0.63	0.01	0.00	0.07	4.57	0.01	0.03	0.27	0.001	bal.
	N	C	Mo	Fe	Al	Sn	Zr	O	H	Ti	
Ti-6246	0.0033	0.0080	6.14	0.0705	0.33	2.10	4.12	0.1100	0.0057	bal.	

表 2 - 2 供試材の力学的性質

Material	Yield Stress (MPa)	Tensile Stress (MPa)
A533B	525.3	664.4
DCI	543.1	729.3
7075Al	481.3	548.3
6061Al	—	304.9
5083Al	163.7	296.0
Ti-6246	885.9	989.8

2. 2 試験片形状

本研究で使用した試験片形状を図 2 - 1 に示す。A 5 3 3 B 鋼，7 0 7 5 A l 合金，6 0 6 1 A l 合金及び 5 0 8 3 A l 合金の場合，試験片はすべて長手方向が圧延方向に，切欠きが板厚方向になるように採取した。ただし，試験片採取位置は A 5 3 3 B 鋼の場合は板厚の 1 / 4 レベル，そして 7 0 7 5 A l 合金，6 0 6 1 A l 合金，5 0 8 3 A l 合金の場合，1 / 2 レベルである。また D C I の場合，試験片長手方向が Y ブロックの長手方向となるように採取した。なお，試験片切欠先端には JSME S 001 「弾塑性破壊靱性 J_{IC} 試験方法」⁽⁷⁾ に準拠し，疲労予き裂を付加した。



Material	B (mm)	B _{net} (mm)	W (mm)	L (mm)	Remarks
A533B	5	—	10	55	W=2B
	10	—	20	110	
	6.25	5	10	55	
	9.375	7.5	15	82.5	
	10	8	8	44	W=B
	10	—	10	55	
	12.5	10	10	55	
	15	—	15	82.5	
	18.75	15	15	82.5	
	20	—	20	110	
DCI	10	—	10	55	
7075Al	10	—	10	55	
6061Al	10	—	10	55	
5083Al	10	—	10	55	
Ti-6246	10	—	10	55	

図 2 - 1 試験片形状

2. 3 動的弾塑性破壊靱性 J_d の測定

2. 3. 1 ストップ・ブロック試験法⁽⁶⁾

ストップ・ブロック試験法とは、計装化シャルピー衝撃試験機のアンビル部分にストップ・ブロックと称すハンマーを強制的に停止させる装置を装着して試験片を打撃する試験法である⁽⁶⁾。ストップ・ブロックの外観を図 2 - 2 に示す。試験片の支点となるブロック (exchangeable blocks と称す) を交換することにより、試験片の変位量を 0 ~ 10 mm の間で任意に制御することができ、種々のき裂進展量 Δa を得ることができる。従って、動的負荷条件下における $J - \Delta a$ 曲線の測定が可能である。本研究では、容量 490 J の計装化シャルピー衝撃試験機にストップ・ブロックを装着し、表 2 - 3 に示す条件で試験を行った。一方、 J

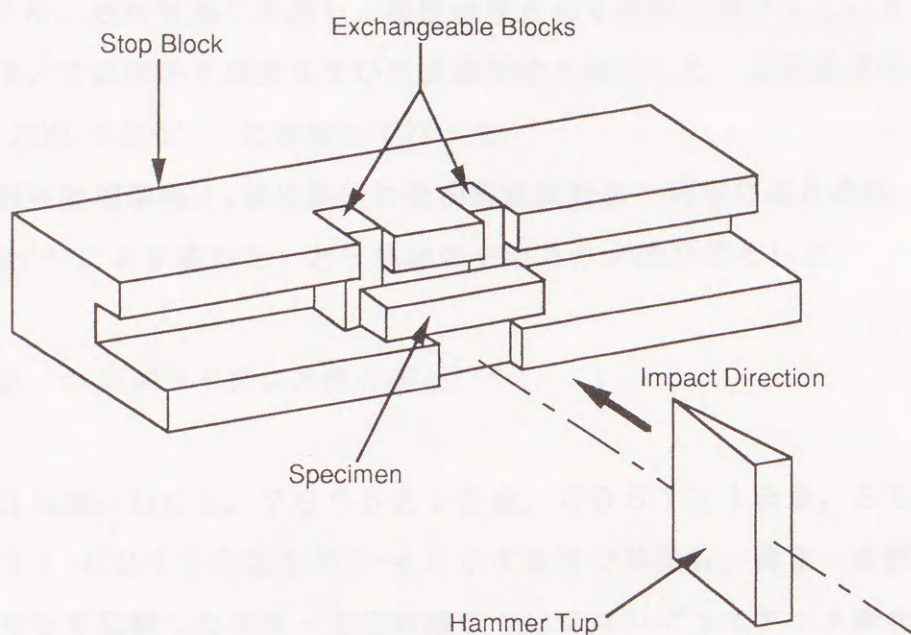


図 2-2 ストップ・ブロック外観

積分値は (2-1) 式に示す Rice の簡便式⁽⁸⁾ により算出した。

$$J = 2 E / B (W - a_0) \quad (2-1)$$

(2-1) 式で、E：所定の変位までの荷重－変位曲線下の面積、B：試験片厚さ、W：試験片幅、 a_0 ：初期き裂長さである。

表 2-3 衝撃試験条件 (ストップ・ブロック試験法の場合)

Material	Impact Speed (m/s)	Applied Energy (J)	Machine Capacity (J)	Remark
A533B	1.857	65.01	490	Thickness=5 mm
A533B	2.714	138.96	490	Thickness=10 mm
DCI	0.600	6.85	490	
7075Al	0.755	10.75	490	
6061Al	2.078	81.68	490	
5083Al	2.078	81.68	490	
Ti-6246	2.295	99.18	490	

打撃後、A533B鋼、DCI及びTi-6246合金の場合、試験片に加熱着色処理を施した後、液体窒素に浸漬してから脆性破壊させて破面を現出した。一

方、7075Al合金、6061Al合金及び5083Al合金の場合、染色処理を施した後、液体窒素に浸漬し、脆性破壊させて破面を現出した。そして工具顕微鏡を用いて疲労予き裂長さ及びき裂進展量を測定した。測定方法は日本機械学会基準 JSME S 001⁽⁷⁾ に準拠して行った。

動的弾塑性破壊靱性 J_{d} 値は静的な破壊靱性試験法と同様に鈍化直線（本実験ではSZW法⁽⁹⁾により求めた）とR曲線の交点でのJ積分値とした。

2.3.2 コンプライアンス変化率法⁽¹⁰⁾

A533B鋼、DCI、7075Al合金、6061Al合金、5083Al合金及びTi-6246合金を表2-4に示す条件で試験し、荷重-変位曲線を記録した。そして記録した荷重-変位曲線についてコンプライアンス変化率法⁽¹⁰⁾を適用し、き裂検出に関してその妥当性を検討した。

表2-4 衝撃試験条件（コンプライアンス変化率法及びキー・カーブ法の場合）

Material	Impact Speed (m/s)	Applied Energy (J)	Machine Capacity (J)	Remark
A533B	5.103	490	490	Thickness=5 mm
A533B	5.103	490	490	Thickness=10 mm
DCI	1.081	6.89	98	
7075Al	0.755	10.75	490	
6061Al	2.078	81.68	490	
5083Al	2.078	81.68	490	
Ti-6246	2.295	99.18	490	

従来、予き裂の進展開始点の検出には電位差法、除荷コンプライアンス法及びAE法等が利用されている。しかしながら、いずれの方法も本実験におけるような動的負荷試験に適用することは難しい。本章において動的負荷条件下におけるき裂発生点検出方法としてその妥当性を検討するコンプライアンス変化率法は、Tsengら⁽¹⁰⁾によってAl合金について試みられており、荷重-変位曲線から後述の(2-2)式で定義されるコンプライアンス変化率を計算し、コンプライアンス変化率が0から増加し始めた後、最初に大きく変化する点をき裂発生点とする方法である。そのき裂発生点検出根拠は以下のように説明される。すなわち、試験片のコンプライアンスは弾性変形領域では一定であるが、塑性変形領域では加工

硬化のために増加する。またき裂進展領域ではき裂進展による試験片の断面積減少のために、試験片のコンプライアンスは塑性変形領域より大きな増加率で増加する。コンプライアンス変化率はこのような加工硬化及びき裂発生・進展による試験片コンプライアンスの増加分を表すパラメータで、図2-3に示すような変化挙動を呈し、き裂発生による変化がコンプライアンス変化率-変位曲線上に屈曲点として現れると考える。

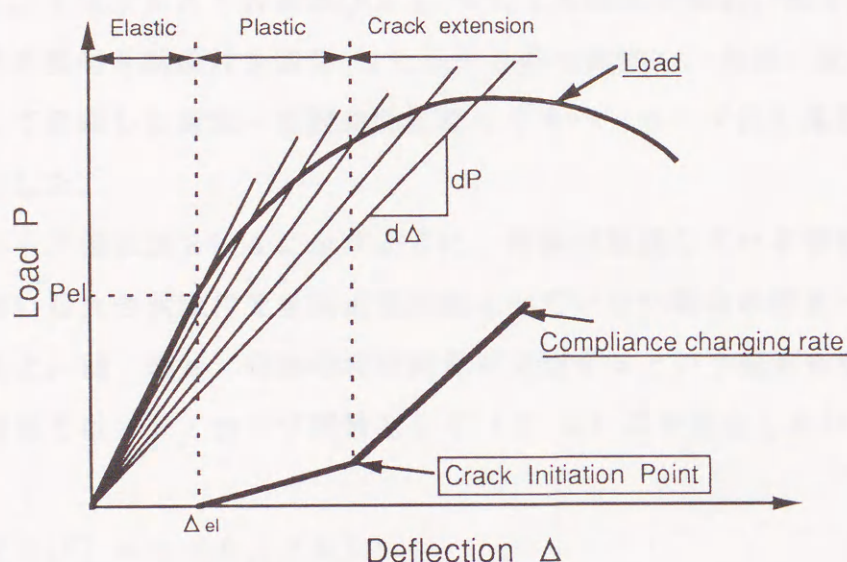


図2-3 コンプライアンス変化率法概念図

コンプライアンス変化率 $\Delta C/C$ は(2-2)式で定義される⁽¹⁰⁾。

$$\Delta C/C = (C - C_{e1}) / C_{e1} \quad (2-2)$$

(2-2)式で、 C ：荷重-変位曲線上の任意点の仮想弾性コンプライアンス（変位/荷重）， C_{e1} ：初期線形弾性コンプライアンスである。ただし、 C_{e1} については測定の便宜上、荷重立上り点と降伏荷重点変位とに直線関係を仮定した値を用いている。

J_d 値はコンプライアンス変化率法によりき裂発生点を検出し、そこまでの吸収エネルギーを求めることにより、(2-1)式により算出できる。

2.4 き裂進展量とき裂進展抵抗の評価

2. 4. 1 キー・カーブ法⁽³⁾によるき裂進展量の予測

A533B鋼の場合、図2-1(a)，(b)に示す疲労予き裂付き試験片及び図2-1と同じ寸法で鈍い切欠（先端半径0.25mm）を持つ試験片（以下サブサイズ試験片と称す。また両試験片とも特に断わらない限り切欠き深さ比 $a/W = 0.6$ である）を表2-4に示す条件で試験し、荷重－変位曲線を記録した。また、DCI，7075Al合金及びTi-6246合金の場合、図2-1(a)に示す疲労予き裂付き試験片を表2-4に示す条件で試験し、荷重－変位曲線を記録した。そして記録した荷重－変位曲線に対してキー・カーブ法を適用し、き裂進展量を算定した。

キー・カーブ法は図2-4に示すように、き裂が進展している場合の荷重－変位曲線と鈍い切欠き試験片でき裂進展が起こっていない場合の荷重－変位曲線とを比較すると、同一の a/W 比の時は両者が交切するという仮定を用いるものである。本研究ではキー・カーブ関数として(2-3)式を仮定した⁽³⁾。

$$(PW/b_0^2) = k (\Delta_{pl}/W)^n \quad (2-3)$$

(2-3)式で、 P ：荷重， Δ_{pl} ：塑性変形変位， b_0 ：初期リガメント幅（ $W - a_0$ ）， k ， n ：定数である。(2-3)式は、荷重－変位関係を試験片寸法に対

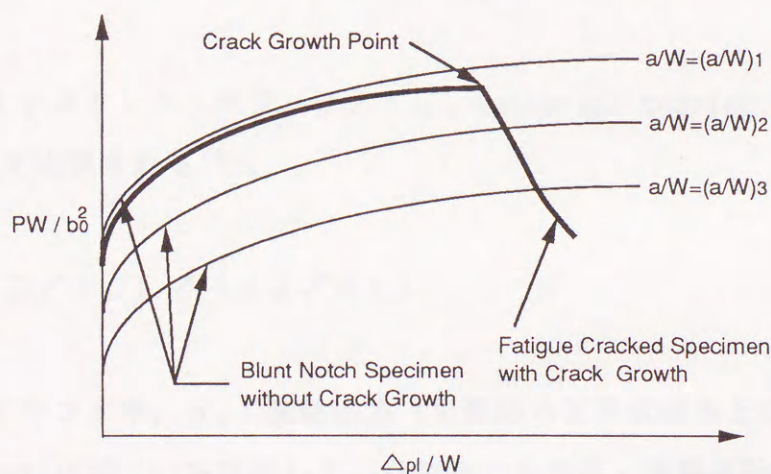


図2-4 キー・カーブ法概念図

して標準化し、指数硬化則を適用して近似するものである。本研究では、以下の2通りの方法により n , k の値を求めた。すなわち、①: (2-3) 式が成立する範囲をき裂進展が余り見られない最大荷重点変位までとしてサブサイズ試験片の荷重-変位曲線から曲線近似法により n , k を求めた。具体的には (2-3) 式の両辺を対数にとり、両者の関係を最小自乗法により1次直線近似し、傾きと y 切片を求めた。傾きが n で y 切片が k である。②: (2-3) 式が成立する範囲を2.3.2で記述したコンプライアンス変化率法により検出したき裂発生点変位までに変え、疲労予き裂付試験片の荷重-変位曲線から①と同様にして n , k を求めた。

ところで、 b_0 に Δa のき裂が進展した場合を考えると、(2-3) 式を変形した (2-4) 式が導かれる。

$$\Delta a = W - \{ (PW^{n+1}) / (k \Delta_{01}^n) \}^{1/2} + a_0 \quad (2-4)$$

これより、疲労予き裂付試験片の荷重-変位曲線上の任意の変位に対してき裂進展量 Δa を算定し、変位とき裂進展量との関係を求めた。ただし、変位は第IV章で詳述するコンプライアンス補正を施すことにより、試験片自体の変位に修正した⁽¹¹⁾。更に、 J 積分値を (2-1) 式で計算し、1本の破壊靱性試験片の荷重-変位曲線から $J - \Delta a$ 曲線を得た。

2.4.2 き裂進展抵抗テアリング・モジュラスの評価

材料の示すテアリング・モジュラス T_{mat} (material tearing modulus) は、(2-5) 式で定義される⁽²⁾。

$$T_{mat} = (E / \sigma_0^2) / (dJ / da) \quad (2-5)$$

ここで、 E : ヤング率, σ_0 : 流動応力 (引張応力と降伏強さとの相加平均; 本研究では Server の式⁽¹²⁾を使用して、計装化シャルピー衝撃試験により測定される曲げ荷重値より推定した), dJ / da : $J - \Delta a$ 曲線の勾配である。本研究

では、 dJ/da としてキー・カーブ法により得られた $J-\Delta a$ 曲線の勾配を使い T_{mat} を算出した。また比較のためにストップ・ブロック試験法により得た $J-\Delta a$ 曲線の勾配からも T_{mat} を算出した。

ところで、Rice らは3点曲げ試験片に対して、荷重と変位の関係が与えられている場合の J 積分算出式を(2-6)式のように与えている⁽⁸⁾。

$$J = \frac{2}{Bb} \int_0^{\Delta_c} P d\Delta_c \quad (2-6)$$

(2-6)式で、 b :リガメント幅、 Δ_c :き裂成分のみによる変位である。(2-6)式をもとに Hutchinson ら⁽⁴⁾は負荷系の作用による T_{app} (applied tearing modulus) を(2-7)式のように導出している。

$$T_{app} = (4P^2E/\sigma_0^2 b^2 B) \{C / (1 + C (\partial P / \partial \Delta_c)_a)\} - (JE/\sigma_0^2 b) \quad (2-7)$$

(2-7)式で、 J : J 積分値、 C :無溝試験片の弾性コンプライアンス C_{nc} と試験機コンプライアンス C_{ext} との和である。 C_{nc} は(2-8)式で与えられる⁽¹¹⁾。

$$C_{nc} = (S^3/4EW^3) \{1 + (12/5) (W/S)^2 (1+\nu)\} \quad (2-8)$$

(2-8)式で、 S :支点間距離、 ν :ポアソン比で、また、 $(\partial P / \partial \Delta_c)_a$ は(2-9)式により与えられる⁽⁵⁾。

$$(\partial P / \partial \Delta_c)_a = nP / (\Delta_{o1} + nPC(a))$$

$$C(a) = (2S^2/E'W^2) [-19.37(a/W) + 8.72(a/W)^2 - 6.10(a/W)^3]$$

$$\begin{aligned}
& + 2.98 (a/W)^4 - 0.82 (a/W)^5 \\
& + 13.54 \ln (1 + 2a/W) - 2.26 \ln (1 - a/W) \\
& - 10.39 \left((a/W) / (1 + 2a/W) \right) \\
& - 0.57 \left((a/W) / (1 - a/W) \right) \\
& + 0.49 \left((a/W) (2 - a/W) \right) / (1 - a/W)^2]
\end{aligned}
\tag{2-9}$$

(2-9) 式で、 $E' = E / (1 - \nu^2)$: 平面歪、 $E' = E$: 平面応力であり、本研究では、 $\nu = 0.3$ として平面歪状態を仮定した。

一方、Kaiser ら⁽⁵⁾は C_{ext} の代わりに荷重-変位曲線の荷重降下部分の勾配の逆数 (rebound compliance C_r) を用いて (2-7) 式を計算すると、 T_{aoo} が従来得られている T_{mat} とよく一致するということを報告している。また、Ernst ら⁽³⁾ もこれと同様のことを解析的に導いている。すなわち、この部分の傾きはその時用いた負荷系のばね定数に対し、材料のもつ破壊抵抗が釣り合う形で反映していると考えることができる。

本研究では、A533B 鋼に関して、(2-7) 式及び最大荷重点近傍の C_r を用いて T_{mat} を計算し、前述の2つの方法により算出される T_{mat} と比較した。ただし、(2-7) 式を計算するうえで、リガメント幅 b はキー・カーブ法による (2-4) 式から推定し、 J 積分値は (2-1) 式の Rice の簡便式⁽⁸⁾ を用いて計算した。

3. 実験結果及び考察

3.1 計装化シャルピー衝撃試験機のコンピュータ援用化

本研究に使用したコンピュータ援用計装化シャルピー衝撃試験システムの構成を図2-5に示す。半導体歪ゲージにより測定される荷重値及びポテンシオメータにより測定される変位値は増幅器により増幅された後、それぞれAD変換器によってデジタル値に離散化される。その後、荷重値及び変位値はマイクロコンピ

ュータに入力され、荷重、変位データの記憶、衝撃荷重に重畳する振動波の消去、降伏荷重値と最大荷重値の読み取り、荷重－変位曲線からのエネルギーの分析及び計算等が行われる⁽¹¹⁾。

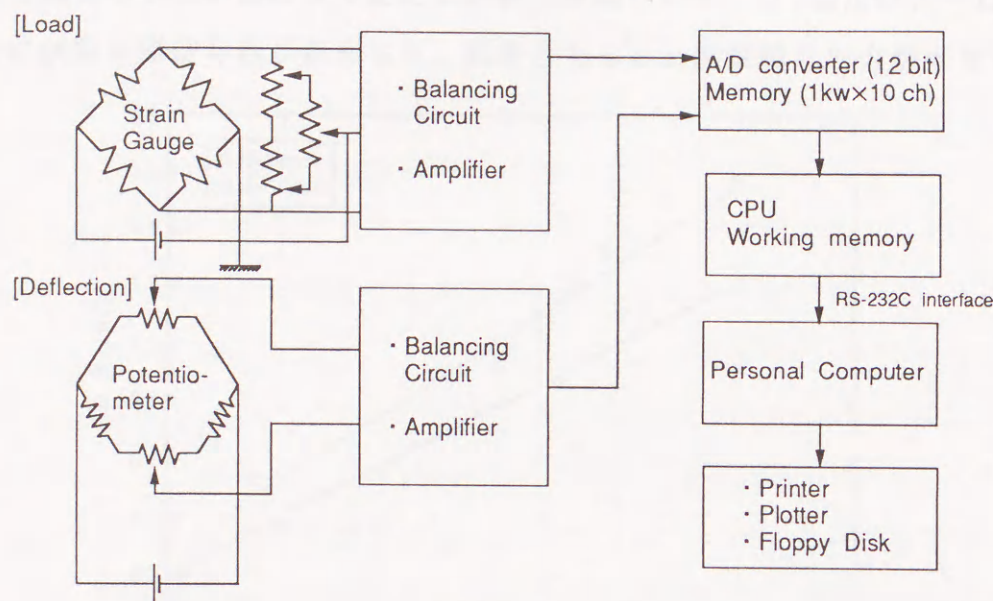


図 2-5 コンピュータ援用計装化シャルピー衝撃試験システムブロック図

本研究では、更に、コンプライアンス変化率計算あるいはキー・カーブ解析等の荷重－変位曲線の解析を正確かつ迅速に行うために、計装化シャルピー衝撃試験システム付属のマイクロコンピュータから、ビットシリアル方式のインターフェイス（RS-232C）を介してパーソナルコンピュータ（シャープ製：mZ-80B）に荷重、変位データを転送し、そしてパーソナルコンピュータ内で荷重、変位データの移動平均化処理、吸収エネルギーの計算、コンプライアンス変化率の計算及びキー・カーブ解析等を行えるようにコンピュータ援用化を行った。

またフロッピー装置（シャープ製：mZ-80BF）を接続し、計装化シャルピー衝撃試験法により記録した荷重、変位データ及び計算結果等をフロッピーディスクに記憶できるようにした。そして、プリンター（シャープ製：mZ-80BPS）及びプロッター（岩崎通信機機製：SR-6602）を接続し、荷重－変位曲線、 $J-\Delta a$ 曲線、 $T_{mat}-\Delta a$ 曲線等を作図できるようにシステム化した。

3. 2 動的弾塑性破壊靱性値 J_d の評価

3. 2. 1 ストップ・ブロック試験法による動的弾塑性破壊靱性値 J_d の評価

図 2-6 に A533B 鋼について、ストップ・ブロック試験法により測定した $J-\Delta a$ 曲線及び S Z W 法により測定した鈍化直線を示す。 J_d 値及び $J-\Delta a$ 曲線の傾きに試験片厚依存性が認められ、両者とも 5 mm 厚試験片の方が大きく現れる。

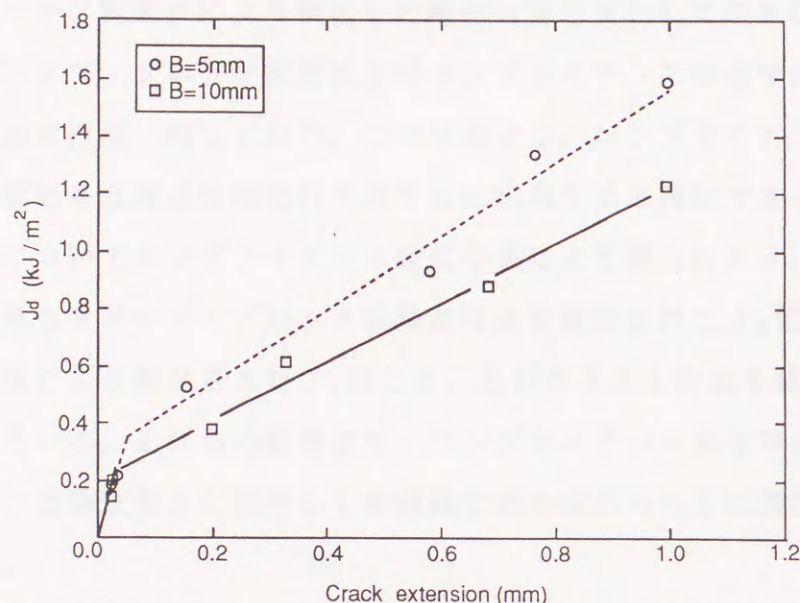


図 2-6 ストップ・ブロック試験法により測定した $J-\Delta a$ 曲線
(A533B 鋼)

た。静的複数試験片法の場合と同様に、鈍化直線と R 曲線との交点（すなわち、鈍化打ち切り点）での J 積分値を J_d 値と定義した。表 2-5 に各供試材について、ストップ・ブロック試験法により得られた J_d 値をまとめる。

表 2-5 動的弾塑性破壊靱性 J_d 値測定結果（単位：kN/m）

Material	Compliance Changing Rate Method (1)	Stop Block Method (2)	(1)/(2) (%)	75 J_d / σ_{yd} (mm)
A533B	279.3	336.1	83.1	42.4
A533B	239.1	258.3	92.6	32.5
DCI	29.5	30.4	97.0	3.5 (○)
7075Al	8.79	11.1	79.2	1.6 (○)
6061Al	28.2	29.9	94.6	7.3 (○)
5083Al	30.5	45.0	67.7	14.6
Ti-6246	96.0	98.5	97.5	7.8 (○)

(○) : Valid J_d

3. 2. 2 コンプライアンス変化率法による動的弾塑性破壊靱性値 J_d の評価

図2-7及び図2-8に、A533B鋼について記録した荷重-変位曲線及びコンプライアンス変化率-変位曲線を示す。図2-7は厚さ10mm、図2-8は厚さ5mmの試験片の結果である。図2-7及び図2-8のコンプライアンス変化率-変位曲線においてコンプライアンス変化率の傾きが明瞭に変化する点が認められ、コンプライアンス変化率法では、この点をき裂発生点とする。また図中にストップ・ブロック試験法により検出した鈍化打切り点としてのき裂発生点を矢印で示す。ストップ・ブロック試験法及びコンプライアンス変化率法により検出したき裂発生点はほぼ一致しており、この結果より、コンプライアンス変化率-変位曲線上に現れる急変点は鈍化打ち切り点に相当すると推定できる。

各供試材についてコンプライアンス変化率法により得られた J_I 値を表2-5に示す。いずれもストップ・ブロック試験法により測定された J_I 値とコンプライアンス変化率法により測定された J_I 値とは、5083A1合金を除いて、80%以内で一致している。これらの結果より、コンプライアンス変化率法は簡便に計装化シャルピー衝撃試験法に適用してき裂発生点を求められる可能性があることが認められた。

なお、5083A1合金の場合、塑性変形能が大きいため、コンプライアンス変化率が連続的に変化し、図2-7あるいは図2-8に示すような、明瞭な屈曲点は現れなかった。従って、き裂発生点を一義的に決めることができず、コンプライアンス変化率法により求めた J_I 値とストップ・ブロック試験法により求めた J_I 値はかい離したものと考えられる。しかし、これはむしろ例外的な例であった。

ところで、コンプライアンス変化率法によるき裂発生点の検出はき裂発生によるコンプライアンスの変化、すなわち、荷重-変位関係の変化を検出するものである。従って、コンプライアンス変化率法によりき裂発生点を正確に検出するためには、荷重-変位関係はき裂発生による微小な変化を表し得るものでなければならない。しかしながら、計装化シャルピー衝撃試験法において記録される荷重-変位関係はハンマー・タップ部に貼付された歪ゲージ及びハンマー回転軸に装着されたポテンシオメータの出力であり、いわば間接測定値である。従って、記録される荷重-変位関係はハンマー自体の変形や衝撃試験機の弾性変形の影響を受ける。コンプライアンス変化率法によるき裂発生検出に対する信頼性を向上させるために、試験片の変形・き裂発生挙動を正確に反映した荷重-変位曲線の記

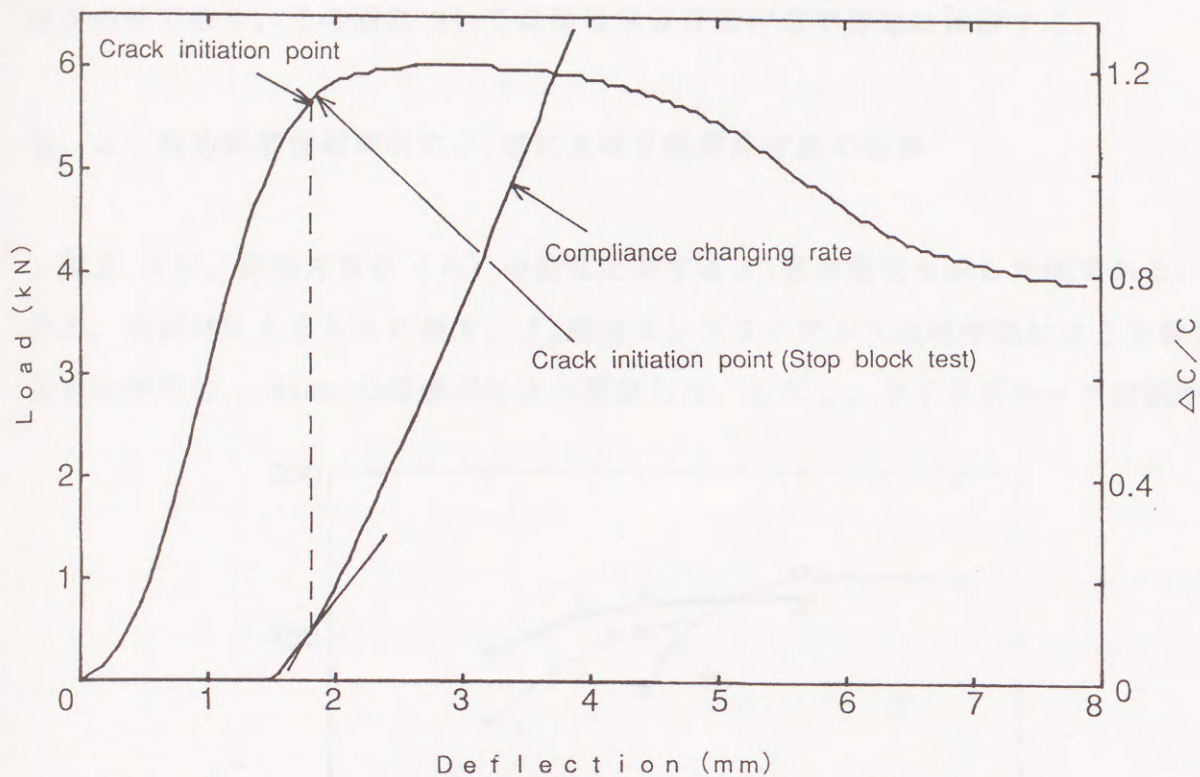


図2-7 荷重-変位曲線及びコンプライアンス変化率-変位曲線
(A533B鋼, 試験片厚さ: 10 mm)

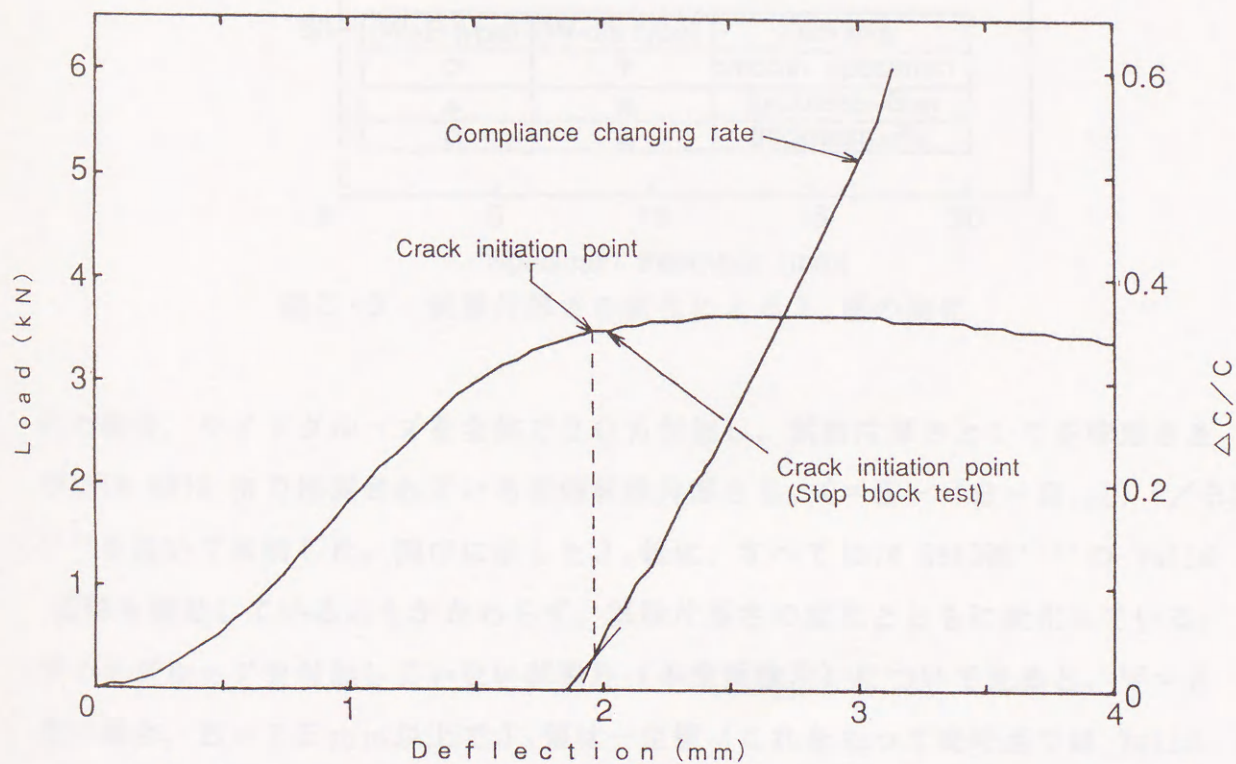


図2-8 荷重-変位曲線及びコンプライアンス変化率-変位曲線
(A533B鋼, 試験片厚さ: 5 mm)

録が必要であり，その点については第三章及び第四章で詳細に検討する。

3. 3 動的弾塑性破壊靱性 J_d 値に及ぼす試験片寸法の影響

図2-9は，試験片厚さ（ B ）の変化に対する J_d 値の変化を示した図である。
 なお，供試材はA533B鋼で， J_d 値はコンプライアンス変化率法によりき裂発生点を推定し，Riceの簡便式により算出した。ただし，サイドグループ付試験

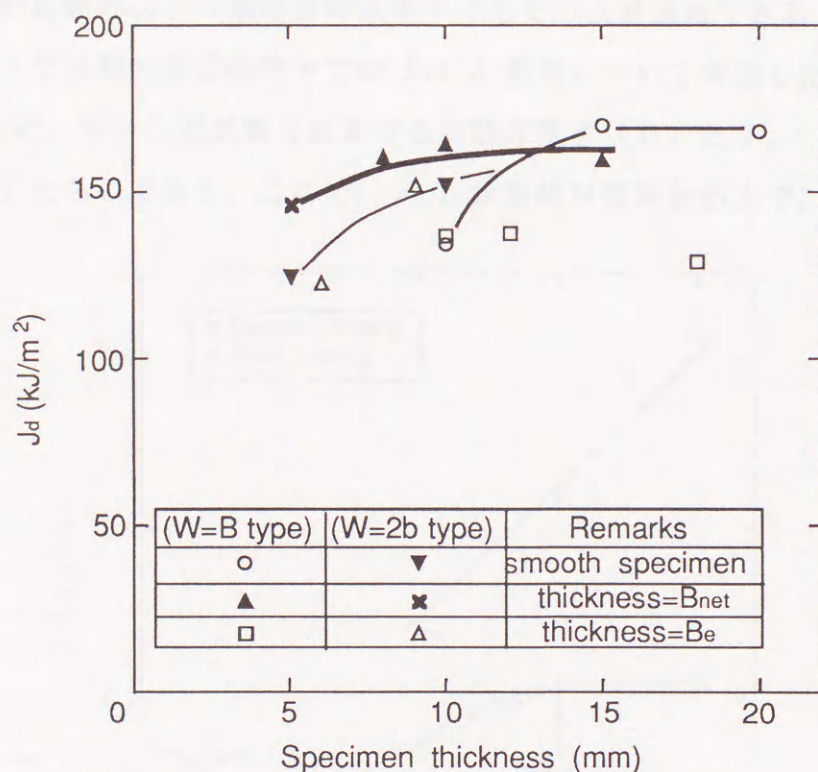


図2-9 試験片厚さの変化による J_d 値の変化

片の場合，サイドグループを全体で20%付加し，試験片厚さとして正味厚さ及びASTM E813法で推奨されている有効試験片厚さ B 。 $(=B - (B - B_{net})^2 / B)$ ⁽¹³⁾を用いて解析した。図中に示した J_d 値は，すべてASTM E813法⁽¹³⁾のValid基準を満足しているにもかかわらず，試験片厚さの変化とともに変化している。サイドグループを付加していない試験片（平滑試験片）について見ると， $W=B$ 型の場合， $B=15\text{ mm}$ 以上で J_d 値は一定値（これをもって現時点ではValidな J_d 値と定義することとする）となっている。一方， $W=2B$ 型の場合，試験片寸法の影響を受けやすく，本研究の範囲内では必ずしも一定の J_d 値を得るための

試験片寸法を明らかにできなかった。

ところで、ASTM E813 法の試験片寸法に関する Valid 基準は (2-10) 式で与えられている⁽¹³⁾。

$$B \geq \alpha J_c / \sigma_y \quad (\alpha = 2.5) \quad (2-10)$$

しかし、(2-10) 式は静的負荷条件下における Valid 基準であり、計装化シャルピー衝撃試験のような動的負荷条件下でもそのまま適用できるとはいえない。そこで、以下では動的負荷条件下での Valid 基準について考察した。

図 2-10 は、W = B 型試験片における試験片厚さ (B) と J_d / σ_y との関係をプロットしたものである。ここで、 σ_y は動的引張降伏応力で、予き裂付試験

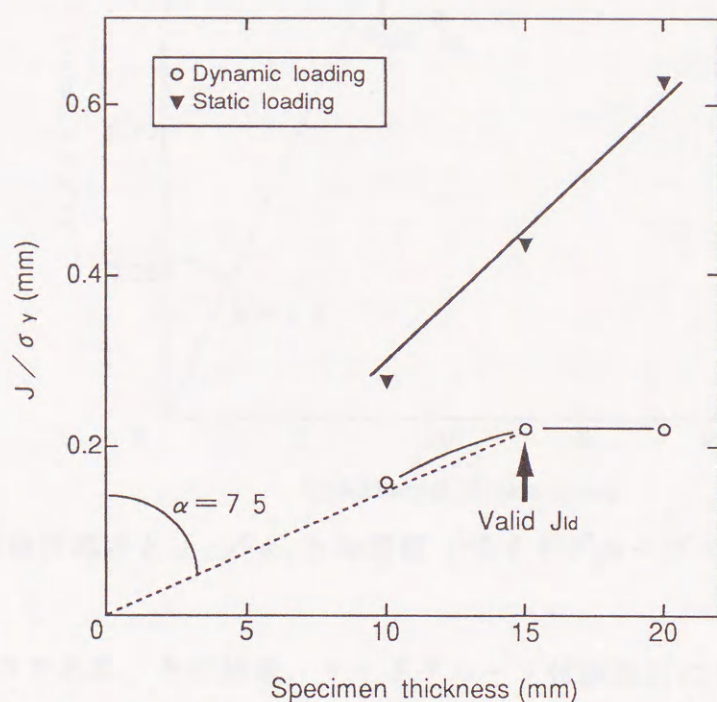


図 2-10 試験片厚さと J / σ_y との関係 (平滑・W = B 型試験片)

片についての Server の式⁽¹²⁾より算出した。図 2-10 において、一定の J_d 値が得られる点つまり矢印の所と原点とを結んだ直線の傾きの逆数を読むことにより、(2-10) 式における α が求まる。その結果、係数 α は約 73.1 となり、動的負荷条件下での Valid 基準は (2-11) 式のようなになる。

$$B \geq 73.1$$

$$\approx 75 J_d / \sigma_{yd} \quad (2-11)$$

一方、図2-9に示すように、サイドグループ付試験片について、有効試験片厚さ (B_e) を用いて J_d 値を算出した場合、 J_d 値は Valid な J_d 値に比べ低い値を示した。次に正味試験片厚さ (B_{net}) を用いて J_d 値を算出すると、正味厚さが 8 mm の試験片においても Valid な J_d 値が得られている。また、図2-11は図2-10と同様に、サイドグループ付試験片における正味厚さと J_d / σ_{yd} との関

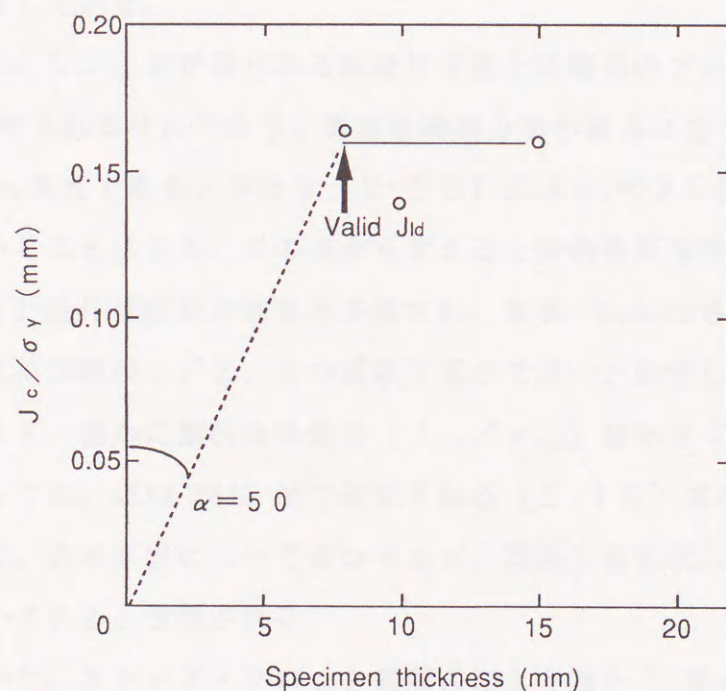


図2-11 試験片厚さと J_c / σ_y との関係 (サイドグループ・W=B型試験片)

係を示したものである。その結果、サイドグループ付試験片における動的負荷条件下での Valid 基準は (2-12) 式のようになる。

$$B_{net} \geq \sim 50 J_d / \sigma_{yd} \quad (2-12)$$

$B_{net} = 8$ mm 以下の試験片についてのデータが無いため、上式の下限の α 値は確定できないが、静的な場合 ($\alpha = 2.5$) の (2-10) 式に近い ($\alpha = 5.0$ 以下) 条件となっている (なお、 B_e の場合も、ほぼ (2-12) 式と同様の結果であつ

た)。

以上より、標準サイズのシャルピー試験片にサイドグループを付加することで Valid な J_{1c} 値を得ることが可能という有用な結果を得た。

図 2-10 にはまた、 $W=B$ 型試験片についての静的負荷条件下での J_c/σ_u と試験片厚さ (B) との関係を ▼ 印で示す。 J_c 値は、(2-10) 式を満足しているにもかかわらず ($\alpha=33$)、 J_c/σ_u 値は試験片厚さの増加とともに増加しており、本研究の範囲内では Valid な J_c 値が得られる試験片寸法を明らかにすることができなかった。しかしながら、少なくとも動的な場合よりも厳しい条件になることを示唆している。

ところで、Valid な J_{1c} 値が得られる試験片寸法とは臨界のプロセス・ゾーンサイズ (ω_c) が得られる寸法であり、弾塑性破壊力学の観点に立てば、 $\omega_c \approx 2 COD \approx J_{1c}/\sigma_u$ 程度である。つまり (2-10) 式は ω_c の 2.5 倍以上の試験片厚さを要求していることになる。この点から考えると動的負荷条件下では σ_u が上昇するため、Valid 条件は緩和されると予想され、事実 Shabitsら⁽¹⁴⁾ は K_{1d} 試験の場合は静的負荷試験の $1/2.5$ の試験片厚さで良いと報告している。上述の結果を比較すると、確かに動的な場合の (J_{1d}/σ_{ud}) は小さくなっている。しかし、全体としては、ASTM E813 法で規定される (2-10) 式を上回る厳しい条件となっている。この原因についてはシャルピー試験片の形状、打撃点での変形等に起因しているものと予想される。

各供試材について、ストップ・ブロック試験法により得た J_c 値の Valid 性を (2-11) 式により判定した結果を表 2-5 に併記する。invalid である A533B 鋼及び 5083 Al 合金の場合、より大型の試験片を使用すべきである。

3.4 き裂進展抵抗テアリング・モジュラス (T_{mat}) の評価

3.4.1 キー・カーブ法によるき裂進展量の予測

表 2-6 に A533B 鋼のサブサイズ試験片の荷重-変位曲線の塑性変形範囲を曲線近似することにより求めた n 、 k の値 (2.4.1 の①の方法)、及び疲労予き裂付試験片の荷重-変位曲線のき裂発生点までの範囲を曲線近似することに

より求めた n , k の値 (2.4.1の②の方法) を示す。更に、同一供試材の静

表 2-6 キー・カーブ解析結果 (A 5 3 3 B 鋼)

Specimen	Thickness (mm)	n	k	Work Hardening Exponent
Sub - size	5	0.075	209.0	0.060
	10 ($a/W=0.6$)	0.063	407.5	
	10 ($a/W=0.8$)	0.079	683.8	
Fatigue	5	0.076	183.1	
	10	0.048	374.1	

的引張試験から求めた加工硬化指数も表 2-6 中に併記する。サブサイズ試験片について曲線近似して得た n の値は Kaiser ら⁽⁵⁾ が述べているように加工硬化指数とほぼ一致している。なお、このことは他の供試材についてもいえる。

次に、A 5 3 3 B 鋼の 10 mm 厚の試験片について (2-4) 式から求めた変位とき裂進展量との関係を図 2-12 に示す。 $\Delta a = 1.5$ mm 前後まで、キー・カ

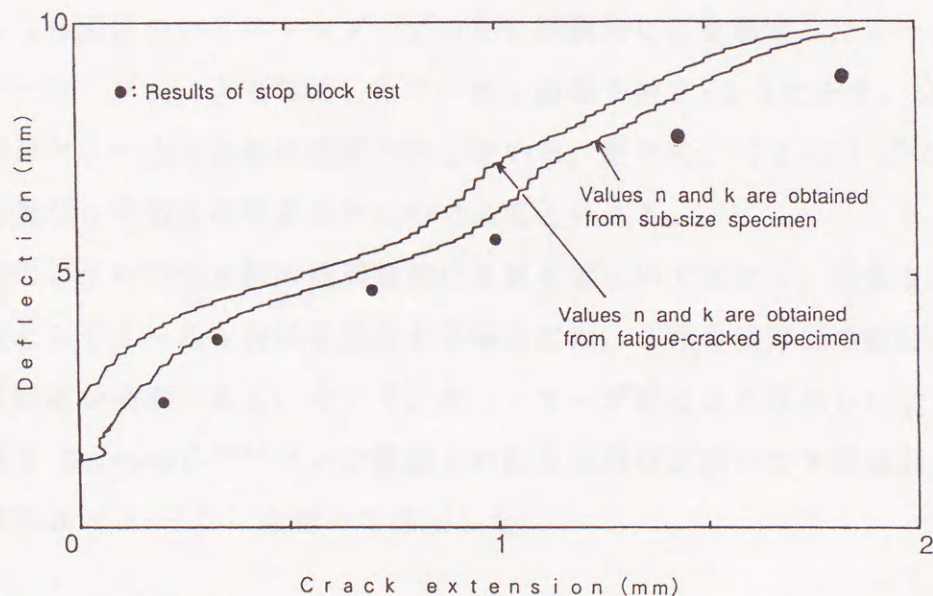


図 2-12 キー・カーブ解析結果 (A 5 3 3 B 鋼, 試験片厚さ: 10 mm)

ーブ法により求めた変位とき裂進展量との関係はストップ・ブロック試験法により測定した変位とき裂進展量との関係とほぼ一致していることがわかる。また、サブサイズ試験片の n , k を使って求めた変位とき裂進展量との関係の方がストップ・ブロック試験法により測定された変位とき裂進展量との関係に近い。同様

の関係は5mm厚さの試験片の場合にも認められる。従って、以後の解析には、サブサイズ試験片の荷重-変位曲線を曲線近似して得た n 、 k の値を使用する。なお、サブサイズ試験片の方が初期の目的に反してき裂進展が起こりやすいような結果となっているが、切欠形状等の異なる試験片の曲線近似により n 、 k を求め、(2-4)式により Δa を推定する本法の精度的な限界によると考えられる。

ところで、疲労予き裂付試験片の荷重-変位曲線から曲線近似して求めた n の方がより実際の破壊靱性試験片の挙動を厳密に反映しているものと考えられるが、A533B鋼のようにき裂進展開始が早い場合には疲労予き裂付試験片では塑性変形の範囲が小さく、測定精度上塑性変形能を表すには不十分である。しかし、状況によって1本の疲労予き裂試験片から全情報を知る必要がある場合もあり、後述のデータ等からみて大体の推定は可能であると考えられる。

3.4.2 J- Δa 曲線の比較

A533B鋼についてストップ・ブロック試験法により測定したJ- Δa 曲線及びキー・カーブ法により算出したJ- Δa 曲線を図2-13に示す。2つの方法により求めたJ- Δa 曲線はほぼ一致している。従って、(2-3)式のキー・カーブ関数及び n の値はほぼ妥当なものであるといえる。

本研究のように延性き裂の進展開始に主眼を置くのではなく、延性き裂進展自体を問題としてJ- Δa 曲線を測定する場合には、J積分値算出の際にき裂進展に対する配慮が必要である。そこで、キー・カーブ法により算出したJ- Δa 曲線のJ値をGarwoodら⁽¹⁵⁾により提案された3点曲げ試験片のき裂進展を考慮したJ値算出式(2-13)を用いて修正した。

$$J_n = J_{n-1} \left((W - a_n) / (W - a_{n-1}) \right) + 2U_4 / (B(W - a_{n-1})) \quad (2-13)$$

(2-13)式で、 U_4 : 変位 Δ_n 、 Δ_{n-1} と荷重-変位曲線で囲まれた部分の面積である。結果をやはり図2-13中(図中■印)に示す。図2-13から、き裂進展量が大きいところでは、補正を行わないストップ・ブロック試験法及びキー・

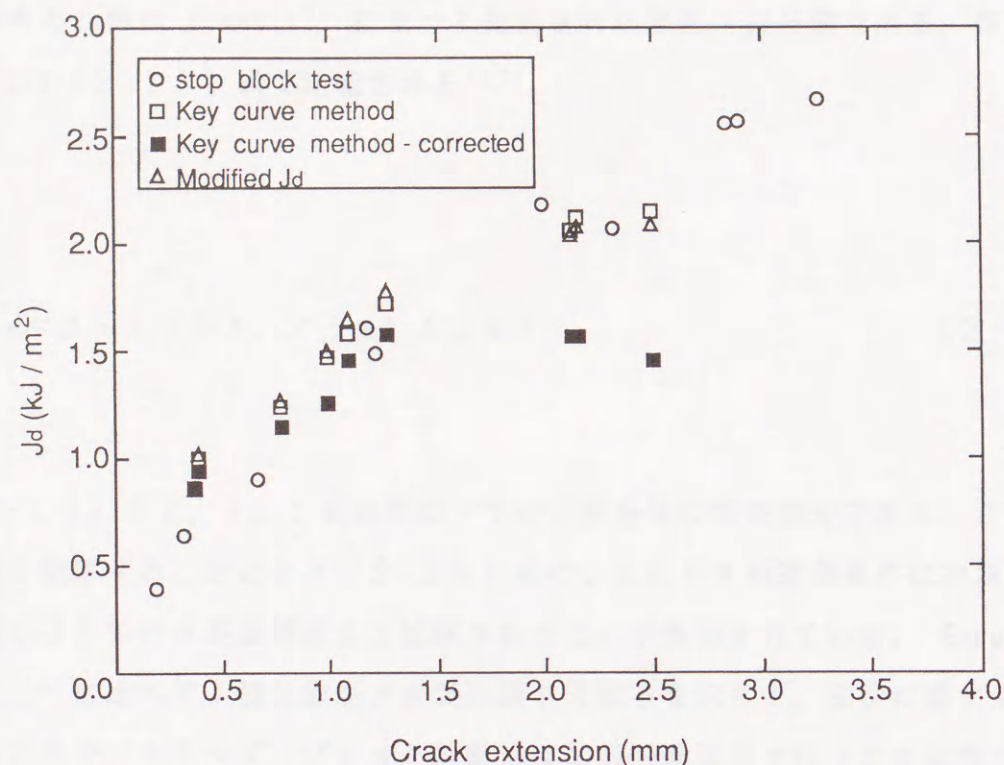


図 2-13 各種方法により測定された $J-\Delta a$ 曲線の比較
(A533B 鋼, 試験片厚さ: 10 mm)

カーブ法とも J 積分値をかなり過大に評価していることがわかる。つまり補正を行った場合, J 積分値は約 1 mm くらいのき裂進展後に急速に低下しており, これは後出の T_{mat} の低下 (図 2-16, 図 2-17 参照) と対応している。いま, Paris らによれば, J 支配下き裂進展条件は (2-14) 式で表すことができるといわれている⁽⁴⁾。

$$\Delta a = R_H, \quad \omega = (b/J) (dJ/d a) \gg 1 \quad (2-14)$$

(2-14) 式で, R_H : き裂先端における比例負荷領域の大きさである。Shih-Kumer ら⁽¹⁶⁾ は CT 試験片のような主として曲げ負荷を受ける試験片においては, ω は 2.5 まで小さくできることを報告している。ところで, 本実験における 10 mm 厚の試験片の場合, $\omega = 2.5$ となるき裂進展量は 0.7 mm ~ 1.1 mm の間で, 上述の現象と対応している。このため, これを越えた範囲での J 積分値及び T_{mat} 値は, 参考値として, 現在の所考えておくべきであろう。また図 2-

13中の△印は Ernst⁽¹⁷⁾ によつて提案された修正J積分値である。修正J積分値 J_M は (2-15) 式で定義される⁽¹⁷⁾。

$$J_M = J - \int_{a_0}^a \left(\partial J_{pl} / \partial a \right) \delta_{pl} da \quad (2-15)$$

(2-15) 式で、 J_{pl} ：全歪理論下でのJ積分値の塑性部分である。この修正J積分を使用することにより (2-14) 式のJ支配下き裂進展条件は初期リガメント幅の30%のき裂進展量まで拡張されることが報告されている。Garwood らの補正⁽¹⁵⁾ に比べてJ積分値が大きい裂進展下で低下を示さず、注目に値する。

ところで、ストップ・ブロック試験法は比較的低速度で行うため記録される荷重-変位曲線にはハンマーの自体の変形の影響が重畳しやすく、J積分値を過小あるいは過大評価する傾向にある（最大荷重点前後で異なる）。両手法により求めた $J-\Delta a$ 曲線が異なる理由として上述のようなことも考えられる。荷重-変位曲線に及ぼす衝撃速度の影響については第三章で詳述する。

3.4.3 き裂進展抵抗テアリング・モジュラス (T_{mat}) の比較

計装化シャルピー衝撃試験により記録される荷重-変位曲線から、(2-7) 式を使って T_{mat} を算出するうえで問題となることは C_r の評価である。A533B鋼のように比較的高靱性の場合、試験片が破断するまでに時間がかかり、かつハンマー減速の程度が大きい。それゆえ、例えば荷重-変位曲線の荷重降下部分にはハンマーの変形に起因する振動波が重畳し、正しい勾配を与えない恐れもある。従つて、Kaiserら⁽⁵⁾ のように荷重降下部分について単純に多項式近似を行い、 C_r を求めたのでは C_r の誤った評価を導く恐れがある。そこで本研究では、下限値側を推定するという趣旨で最大荷重点近傍の荷重降下部分の最も急傾斜部分の勾配の逆数を C_r とし、 C_r が一定とみなせる変位の範囲に対してのみ、(2-7) 式を使って T_{mat} を算出した。図2-14及び図2-15に計装化シャルピー衝撃試

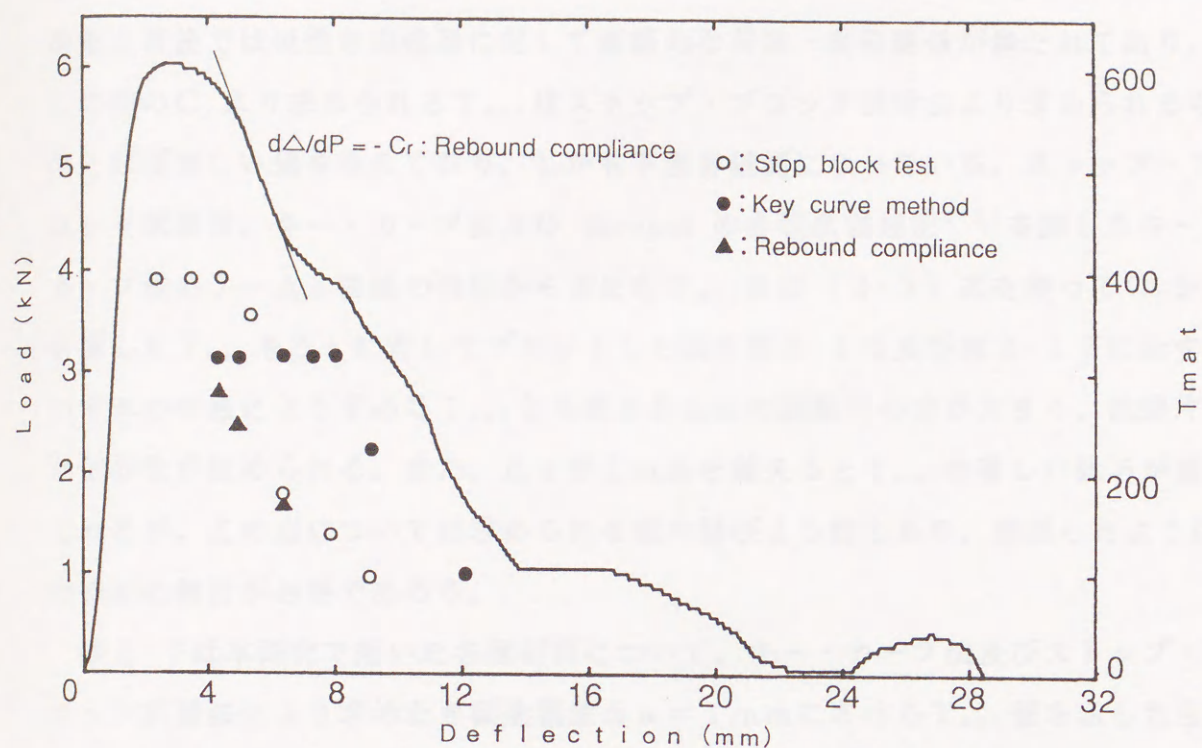


図 2-14 荷重-変位曲線及び T_{mat} -変位曲線 (A533B 鋼, 試験片厚さ: 10 mm)

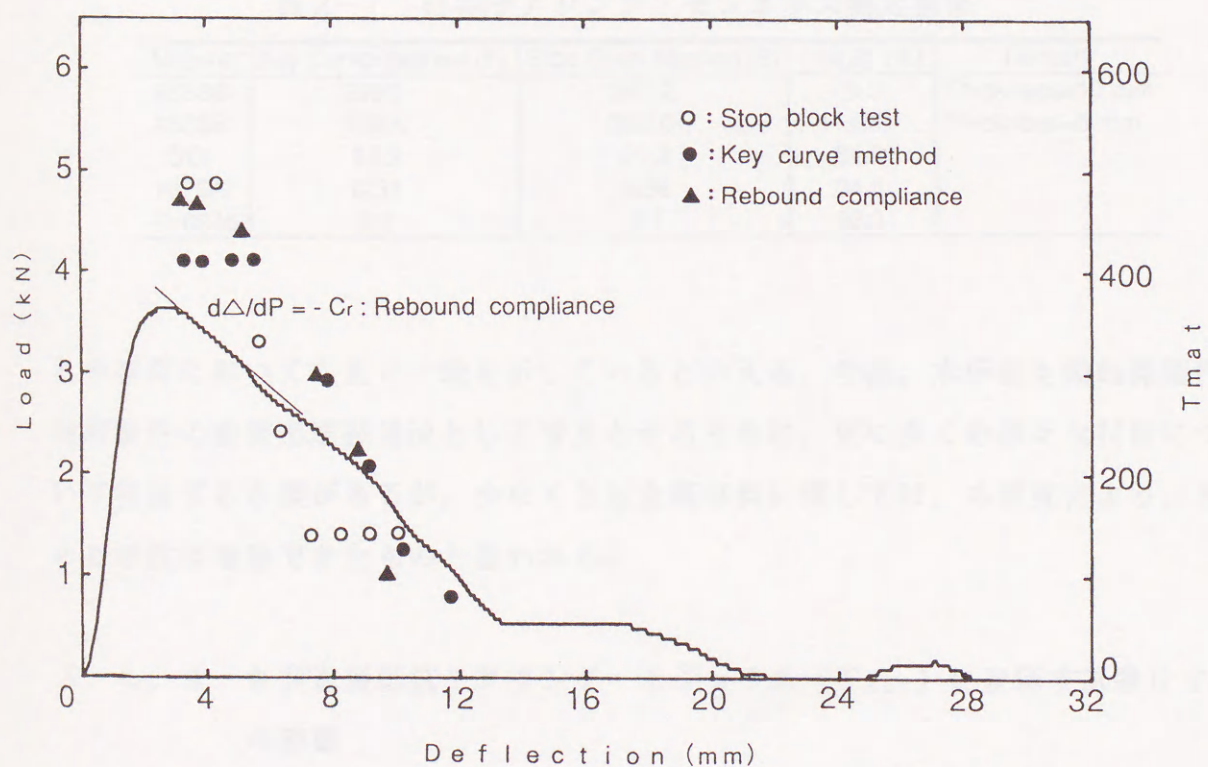


図 2-15 荷重-変位曲線及び T_{mat} -変位曲線 (A533B 鋼, 試験片厚さ: 5 mm)

験により得た疲労予き裂付試験片の荷重-変位曲線と T_{mat} との関係を示す。最大荷重点直後では延性き裂進展に対して直線的な荷重-変位関係が保たれており、この時の C_r より求められる T_{mat} はストップ・ブロック試験法より求められるものとほぼ等しい値を与えており、しかも下限値側になっている。ストップ・ブロック試験法、キー・カーブ法及び Garwood のき裂進展補正⁽¹⁵⁾を施したキー・カーブ法の $J-\Delta a$ 曲線の勾配から求めた T_{mat} 及び (2-7) 式を使って C_r から計算した T_{mat} を Δa に対してプロットした図を図 2-16 及び図 2-17 に示す。いずれの手法により求めた T_{mat} とも厚さ 5 mm の試験片の方が大きく、試験片厚さ依存性が認められる。また、 Δa が 1 mm を越えると T_{mat} の著しい低下が認められるが、この点については求められる値の信ぴょう性もあり、前述したように、今後更に検討が必要であろう。

表 2-7 は本研究で用いた各種材料について、キー・カーブ法及びストップ・ブロック試験法により求めたき裂進展量 $\Delta a = 1 \text{ mm}$ における T_{mat} 値を示したものである。ストップ・ブロック試験法及びキー・カーブ法から得られた T_{mat} はいず

表 2-7 材料テアリング・モジュラス測定結果

Material	Key Curve Method (1)	Stop Block Method (2)	(1)/(2) (%)	Remark
A533B	290.0	367.2	79.0	Thickness=10 mm
A533B	412.4	360.0	114.5	Thickness=5 mm
DCI	17.3	21.3	81.2	
7075Al	0.53	0.56	94.6	
Ti-6246	2.6	2.7	96.3	

れの材料においても良い一致を示しているといえる。今後、本手法を動的弾塑性破壊靱性の簡便迅速評価法として普及させるために、更に多くの様々な材料について検証する必要があるが、少なくとも金属材料に関しては、本研究により、その有効性は確認できたものと思われる。

3. 4. 4 き裂進展抵抗テアリング・モジュラス (T_{mat}) に及ぼす試験片寸法の影響

図 2-18 に $W=B$ 型試験片の動的な T_{mat} とき裂進展量 Δa との関係を示す。

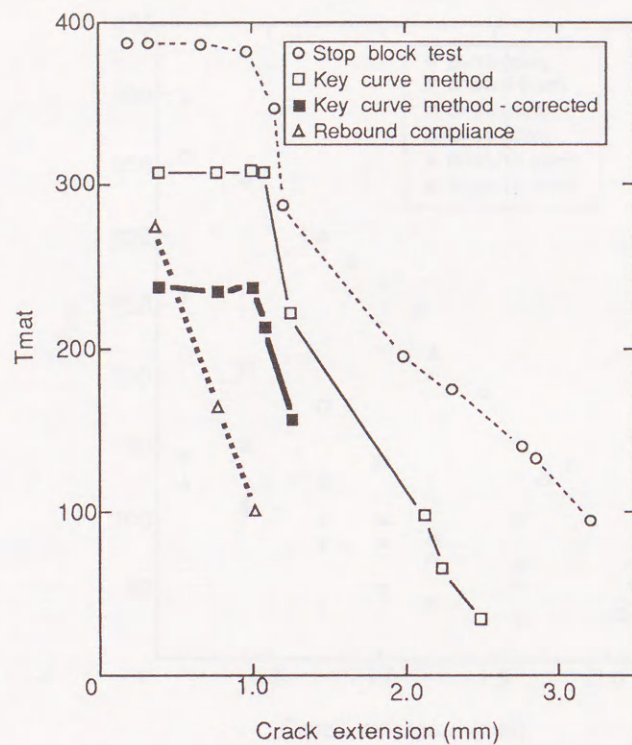


図 2 - 1 6 T_{mat} ととき裂進展量との関係 (A 5 3 3 B 鋼,
試験片厚さ: 1 0 m m)

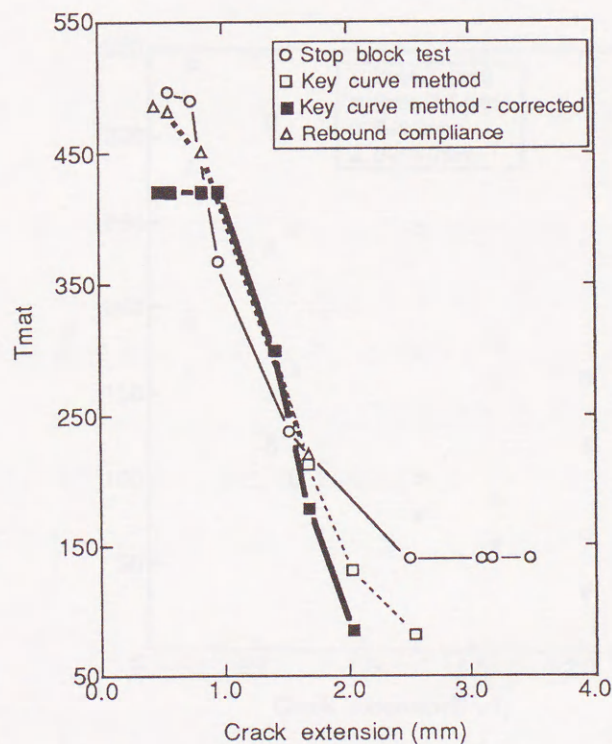


図 2 - 1 7 T_{mat} ととき裂進展量との関係 (A 5 3 3 B 鋼,
試験片厚さ: 5 m m)

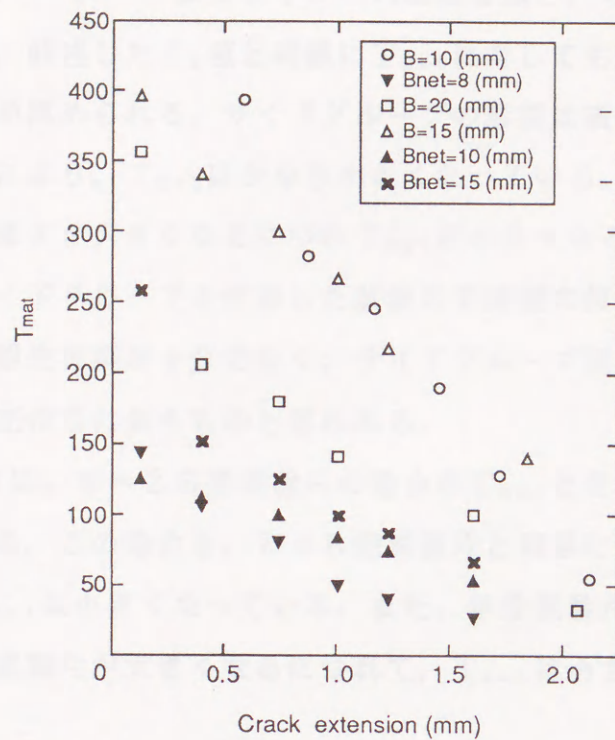


図 2 - 1 8 T_{mat} とし裂進展量との関係に及ぼす試験片厚さの影響
(A 5 3 3 B 鋼, W = B 型試験片)

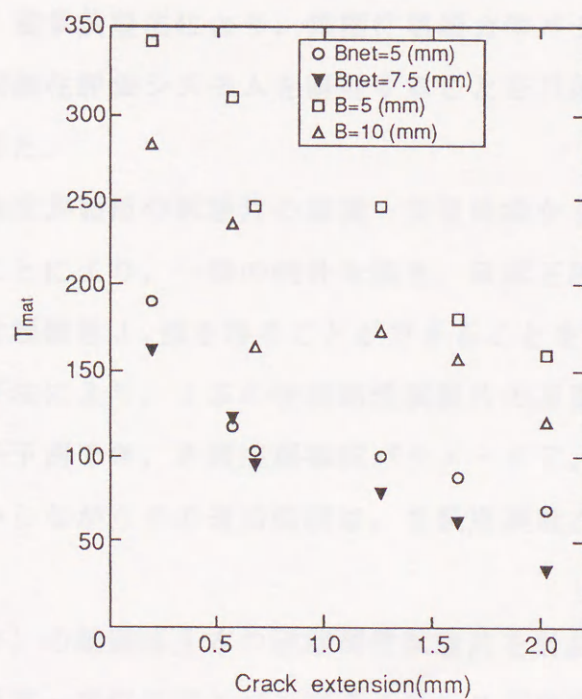


図 2 - 1 9 T_{mat} とし裂進展量との関係に及ぼす試験片厚さの影響
(A 5 3 3 B 鋼, W = 2 B 型試験片)

ただし、 T_{mat} はキー・カーブ法によりJ-R曲線を描き、その勾配から(2-5)式により推定した。前述した J_d 値と同様に T_{mat} に対しても試験片寸法及びサイドグループの影響が認められる。サイドグループの影響は顕著で、サイドグループを付加することにより、 T_{mat} はかなり小さくなっている。また、平滑試験片においては、試験片厚さが大きくなるにつれ T_{mat} が小さくなる一般的傾向を示している。しかし、サイドグループを付加した試験片では逆の傾向である。これは、 $W=B$ 型の場合、塑性拘束が十分でなく、サイドグループ深さ率と試験片自体の正味厚さの間の相互作用に負うものと思われる。

一方、図2-19は、 $W=2B$ 型試験片の場合の T_{mat} とき裂進展量 Δa の関係を示したものである。この場合も、 $W=B$ 型試験片と同様にサイドグループを付加することで、 T_{mat} は小さくなっている。また、平滑試験片及びサイドグループ付試験片ともに、試験片が大きくなるにつれて、 T_{mat} は小さくなっている。

4. 結論

計装化シャルピー衝撃試験法により、弾塑性破壊力学パラメータを簡便に計測する動的弾塑性破壊靱性評価システムを開発することを目的として研究を行い、次のような結論を得た。

(1) 1本の破壊靱性評価用の試験片の荷重-変位曲線から、コンプライアンス変化率を計算することにより、一部の例外を除き、ほぼ正確にき裂発生点が推定でき、動的弾塑性破壊靱性 J_d 値を得ることができることを示した。

(2) キー・カーブ法により、1本の破壊靱性試験片の荷重-変位曲線からほぼ妥当なき裂進展量が予測でき、き裂進展抵抗パラメータ T_{mat} を得ることができることを示した。しかしながらその適用範囲は、き裂進展量 $\Delta a = 1\text{ mm}$ までである。

(3) (1)、(2)の結論は1本の破壊靱性試験片を計装化シャルピー衝撃試験し、記録される荷重-変位曲線にコンプライアンス変化率法及びキー・カーブ法を適用することにより、動的負荷条件下における弾塑性破壊靱性特性値を簡便に推定できることを示しており、有用性が大きいと考える。

(4) A533B鋼に関して，シャルピー型試験片における動的負荷条件下での試験片寸法に関する Valid 基準を推定した結果，ASTM E 813法より厳しい次の条件式を得た。

$B \geq 75 (J_d / \sigma_{ud})$: サイドグループなし

$B \geq \sim 50 (J_d / \sigma_{ud})$: サイドグループ付加

(5) サイドグループを付加することにより， T_{mat} はかなり小さくなる。平滑試験片の場合，試験片寸法の増加にともない T_{mat} は減少したが，サイドグループ付試験片では逆の傾向となった。

(6) 上記のようなことから，本研究により，計装化シャルピー衝撃試験法による動的破壊靱性評価システムを開発することに成功した。

参考文献

- (1) 小林俊郎, 鉄と鋼, Vol. 71 (1985), No. 6, p. 654.
- (2) P.C.Paris, H.Tada, A.Zahoor and H.Ernst, ASTM STP 668, (1979), p.5.
- (3) H.Ernst, P.C.Paris, M.Rossow and J.W.Hutchinson, ASTM STP 677, (1979), p.581.
- (4) J.W.Hutchinson and P.C.Paris, ASTM STP 668, (1979), p.37
- (5) S.Kaiser and A.J.Carlsson, ASTM STP 803, (1983), p.1158
- (6) 小林俊郎, 松原 等, 藤井 斎, 上田徹完, 鉄と鋼, Vol. 68 (1982), No. 13, p. 165.
- (7) 日本機械学会, 弾塑性破壊靱性 J_{IC} 試験方法 (JSME S 001), (1981) .
- (8) J.R.Rice, P.C.Paris and J.G.Merkle, ASTM STP 536, (1973), p.231
- (9) J.D.Landes and J.A.Begley, ASTM STP 560, (1979), p.170.
- (10) M.K.Tseng and H.L.Marcus, Eng.Frac.Mech., Vol.16(1982), p.895.
- (11) 小林俊郎, 松原 等, 上田徹完, 鉄と鋼, Vol. 67 (1981), No. 14, p. 2216.
- (12) W.L.Server, J.of Eng.Mat.and Tech., Vol.100(1978), p.183.
- (13) ASTM, Standard Test Method for J_{IC} , A MEASUREMENT OF FRACTURE TOUGHNESS(E813-81), (1981).
- (14) W.O.Shabbits, W.H.Pryle and E.T.Wessel, WCAP(1969).
- (15) S.J.Garwood, N.Robinson and C.E.Turner, Int.J.Frac., Vol.11 (1975), p.528.
- (16) C.F.Shih and V.Kumer, Estimation Technique for the Prediction of Elastic-Plastic Fracture of Structural Components of Nuclear Systems, RPI 1237-1, First Semiannual Rep. for EPRI, G.E., (1979).
- (17) H.A.Ernst, ASTM STP 803, (1983), p.I-191.

第Ⅲ章 動的弾塑性破壊靱性値測定精度 上の問題点

1. 緒言

小型の試験片で簡便に金属材料の靱性を評価できる計装化シャルピー衝撃試験法は工業的にも極めて有用である⁽¹⁾。第Ⅱ章では、計装化シャルピー衝撃試験法を利用して簡便かつ正確に動的破壊靱性を測定するシステムの開発に成功し、その有用性を示した。

ところで、第Ⅱ章で開発した動的破壊靱性評価システムの骨子が弾塑性破壊力学に立脚していることもあり、まず第一に正確な吸収エネルギーの測定及び荷重-変位曲線の記録が肝要である。しかし、従来より、計装化シャルピー衝撃試験法においては、吸収エネルギーの測定自体に問題点が指摘されているのが実状である。すなわち、本法では荷重-変位曲線下の面積から求められる吸収エネルギー（以下計装エネルギーと称し、 E_t と記す）と、ハンマーの持上角と振上角の差から計算される吸収エネルギー（以下指針エネルギーと称し、 E_r と記す）の2つの方法により、材料に吸収されるエネルギーの評価が可能である。しかしながら、 E_t と E_r の値は必ずしも等しくなく、その相関関係は明白ではない^{(2)・(3)}。従来、両者の相関関係は $E_t < E_r$ となり、その原因として次のようなことが考えられている⁽²⁾。

(1) 通常のシャルピー衝撃試験機では、ハンマー重心が撃心からややずれているためにハンマーの縦振動が生じ、そのためにエネルギーが消費される。そのハンマーの縦振動に消費されるエネルギーは E_r には含まれるが、 E_t には含まれない。

(2) シャルピー衝撃試験機の基礎及びアンビル、ハンマー等にエネルギーが吸収される。そのエネルギーは E_r には含まれるが、 E_t には含まれない。

(3) 歪ゲージに垂直な成分の荷重が検出されないため E_t は過小に評価される。

(4) 衝撃初期におけるハンマーと試験片の反発における無接触状態での試験片の振動等にエネルギーは消費される。そのエネルギーは E_r には含まれるが、 E_t

には含まれない。

(1) ~ (4) の現象はハンマーの初速度や破断過程での減速の程度・様相によりすべて変化するものと考えられる。そこで本研究では第一に、 E_t と E_r の相関関係に影響を及ぼすと考えられるハンマー初速度に着目し、これを種々変え、ハンマーの減速が E_t と E_r の相関関係及び荷重-変位曲線にどのような変化を与えるかについて検討した。

ところで、第II章で開発した動的弾塑性破壊靱性評価システムでは、材料の破壊に対する抵抗をき裂発生時の抵抗 J_d 値^{(4)・(5)}及びき裂進展時の抵抗テアリング・モジュラス T_{mat} (material tearing modulus)⁽⁶⁾という2つの弾塑性破壊力学パラメータにより評価している。 J_d 値を求めるにはき裂発生点までに試験片に吸収されたエネルギーを知ることが必要であり^{(4)・(5)}、一方、 T_{mat} は1つの便法として、最大荷重点近傍からの荷重-変位曲線の降下の傾きを使って求めることができることを第II章で指摘した。

計装化シャルピー衝撃試験法により、前述の2つの破壊力学パラメータを精度よく求めるには、まず衝撃に伴って発生する振動波や応力波の重畳していない試験片の変形・破壊挙動のみを反映している荷重-変位曲線を記録する必要がある。試験片とタップとが接触することにより最大荷重点前後までに生じる高周波の振動波については、移動平均法を利用した振動波平滑化方法が開発され、その有効性はすでに確認されている⁽⁷⁾。しかし、これとは別に最大荷重点以後のき裂進展過程に低周波の振動波がゆるやかに重畳する現象も観察されているが、その発生原因についてはまだ十分な研究がなされていない。

そこで本研究では第二の目的として、ハンマーの振動を解析し、荷重-変位曲線に重畳している低周波の振動波について発生原因を明らかにし、次いで、その破壊特性値の測定に及ぼす影響について考察した。

2. 実験方法

2.1 供試材

本研究に使用した供試材は主にSS41鋼, HT80鋼であり, 他に2017 Al合金, 7075 Al合金も使用した。そしてこれらの材料に対して種々の靱性レベルを得るために数種類の熱処理を施した。

2. 2 試験片形状

計装化シャルピー衝撃試験及び波形解析に用いた試験片は標準シャルピーV切欠試験片(厚さ: 10 mm, 幅: 10 mm, 長さ: 55 mm, 支点間距離: 40 mm)である。また, 動的破壊靱性試験には切欠先端にJSME S 001 法⁽⁸⁾に従って, 切欠深さ比(a_0/W)が0.6となるように疲労予き裂を導入した標準シャルピー試験片を使用した。

2. 3 計装化シャルピー衝撃試験

容量490 Jの計装化シャルピー衝撃試験機を用いて衝撃速度: 2.793 m/s, 3.227 m/s, 3.606 m/s, 3.949 m/s, 4.268 m/s, 4.563 m/s, 5.104 m/sで, 各衝撃速度について標準シャルピーV切欠試験片を2本ずつ打撃して荷重-変位曲線を記録し, E_t 及び E_r を測定した。本研究では, E_t として移動平均後の荷重-変位曲線下の面積をコンピュータにより計算し, それをエネルギー値に換算した値を用いた。一方, E_r はJIS Z 2242⁽⁹⁾に基づいて摩擦損失を考慮した式により算出した。

2. 4 動的破壊靱性試験

容量490 Jの計装化シャルピー衝撃試験機を用いて, 衝撃速度: 1.249 m/s, 1.615 m/s, 1.906 m/s, 2.166 m/s, 2.793 m/sで, 各衝撃速度について疲労予き裂付試験片を2本ずつ打撃して荷重-変位曲線を記録した。供試材としてはSS41鋼受け入れまま材を用いた。また, 上述の衝撃速度は計装化シャルピー衝撃試験の衝撃速度と異なるが, これはSS41鋼受け入れまま材に対して計装化シャルピー衝撃試験とほぼ等しい付加エネ

ルギー割合 E_t/E_0 (E_0 : 付加エネルギー) にするためである。そして、記録した荷重-変位曲線に対して第 II 章でその正当性を確認することができたコンプライアンス変化率法を適用し、き裂発生点を推定した。動的破壊靱性値 J_d は (3-1) 式の Rice の簡便式⁽¹⁰⁾ により算出した。

$$J_d = 2 E_a / (B (W - a_0)) \quad (3-1)$$

(3-1) 式で、 B : 試験片厚さ、 W : 試験片幅、 a_0 : 初期き裂長さ、 E_a : き裂発生点までの吸収エネルギー (ただし、コンプライアンス補正⁽⁷⁾ を施して試験片のみに吸収されたエネルギーに修正した) である。

2. 5 F F T アナライザーによる波形解析

S S 4 1 鋼受け入れまま材、H T 8 0 鋼受け入れまま材の標準シャルピー V 切欠試験片を容量 4 9 0 J の計装化シャルピー衝撃試験機を用いて衝撃速度: 3. 6 0 6 m/s, 5. 1 0 4 m/s の 2 種類で打撃し、F F T アナライザー (Fast Fourier Transformation Analyzer; 小野測器製 C F - 5 0 0) に荷重-時間曲線及び加速度-時間曲線を記録した。なお、荷重は計装化シャルピー衝撃試験機のタップ先端に貼付されている半導体歪ゲージの出力である。また、加速度は計装化シャルピー衝撃試験機のハンマー背面に接着した加速度計により検出・測定した。

2. 6 計装化シャルピー衝撃試験機のハンマーの振動解析

容量 4 9 0 J の計装化シャルピー衝撃試験機のハンマー・アーム部に加速度計を装着し、ハンマーを固定した状態で、先端にロードセルを接続したプラスチックハンマー (ハンマリングハンマー) でハンマー各部を打撃し、ハンマーの固有振動数を測定した。特に、タップ部についてはハンマリングハンマーにてエッジ部を打撃し、その時のハンマー・タップ出力を F F T 解析することにより固有振動数を測定した。次に、得られた固有振動数においてハンマーの振動モード形

を測定し、衝撃負荷によって生じるハンマーの振動挙動を推定した。振動モード形の測定は以下のように行った。すなわち、ハンマー回転軸から約200mmの位置に加振器を磁石で接着し、各固有振動数でハンマー・アームを加振した。そしてその振幅を加速度計を用いてハンマー・アーム上約20mmの間隔毎にx, y 2方向から検出して振動モード形測定器により変位量(相対値)に直し、振動モード形を推定した。

更に、ハンマーの振動挙動に及ぼすハンマーの形状の影響を調べるために、C型のハンマーを有する容量14.7Jの計装化シャルピー衝撃試験機ハンマーについても上記振動解析の一部を行った(容量490Jの計装化シャルピー衝撃試験機ハンマーの形状はU型である)。

3. 実験結果及び考察

3.1 付加エネルギーの変化による $E_t - E_r$ 相関関係の変化

図3-1に E_t/E_r と E_0 との関係を示す。 E_0 が大、すなわちハンマー初速度が大きくハンマー減速が小さいほど E_t/E_r は1に近くなっており、 $E_t - E_r$ 相関関係にハンマー減速の影響が明らかに認められる。このような点は振子型のシャルピー式衝撃試験では不可避の現象であり、特に高靱性材料の試験では破断過程でのハンマー減速に対し十分な配慮が必要である。また従来、計装化シャルピー衝撃試験で $E_t = E_r$ と仮定して荷重較正を行っている例も多いが^{(11), (12)}、以上のような背景を踏まえて行うことが肝要であり、注意が必要である。

3.2 ハンマー減速率と付加エネルギー割合との関係

W.L.Server⁽¹³⁾は、線形破壊力学の適用範囲内で、脆性破壊荷重より正確な K_{I0} を計測するための種々の条件を提案している。その1つとして、ハンマー減速が最大荷重点までに20%以上減速しない条件を(3-2)式に示すように定式化している。

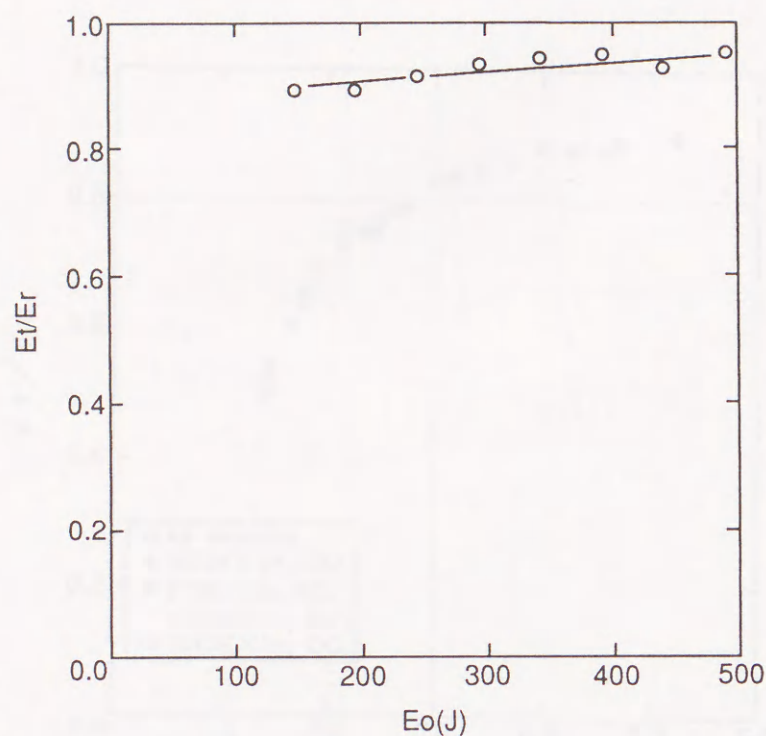


図 3-1 付加エネルギーの変化による E_r/E_t の変化

$$E_0 > 3 E_i \quad (3-2)$$

(3-2) 式で、 E_i : 最大荷重点までの吸収エネルギーである。

ところで、(3-2) 式の E_i を全吸収エネルギー E_t に変えると、試験片が完全破断するまでにハンマーの速度が 20% 以上減速しない条件式となると仮定される。すなわち (3-3) 式である。

$$E_0 > 2.78 E \doteq 3 E_t \quad (3-3)$$

ハンマー終速度 (V_f) / ハンマー初速度 (V_0) で定義されるハンマー非減速率と付加エネルギー (E_0) / 全吸収エネルギー (E_t) で定義される付加エネルギー割合との関係を図 3-2 に示す。図 3-2 より、 $E_0/E_t > 3.0$ の領域ではハンマーの速度は 20% 以上減速しないことがわかる。この結果より、(3-3) 式の正当性を実験的に確認することができた。また後述するように、(3-3) 式

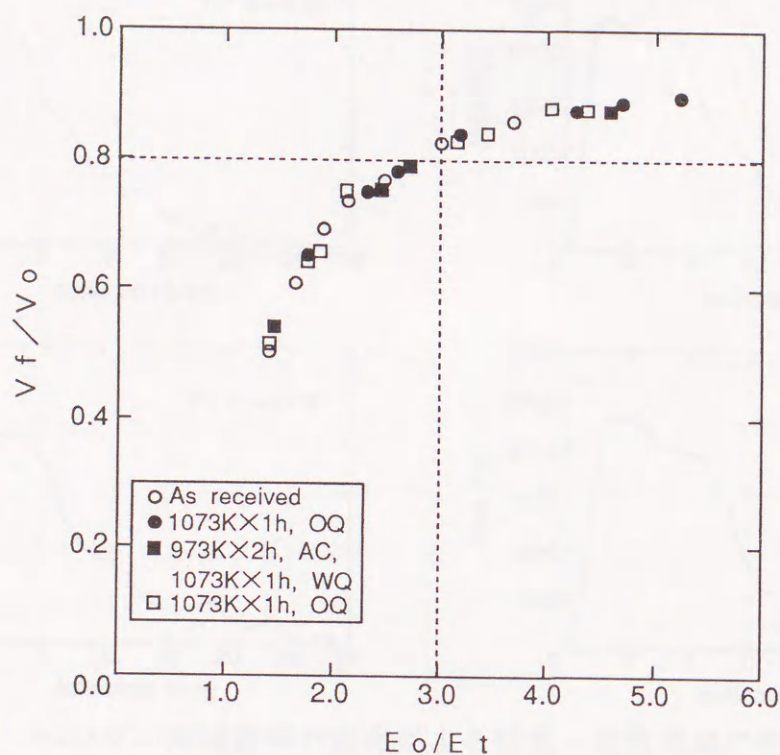


図3-2 ハンマー非減速率と付加エネルギー割合との関係 (SS41鋼)

が満足される条件で試験を行えば得られる荷重－変位曲線の形態に変化が少ないことも明らかになった。

3.3 ハンマー速度の減少に伴う荷重－変位曲線の形態の変化

前述したように、弾塑性破壊力学に基づいて材料の動的な破壊靱性評価を行うには試験片の変形・破壊挙動のみを反映している荷重－変位曲線を記録することが必要である。そこで、以下にハンマー速度の減少が荷重－変位曲線の形態にどのような影響を及ぼすかを検討した結果について示す。

3.3.1 最大荷重点までの荷重－変位曲線の形態の変化

図3-3及び図3-4にハンマー非減速率の変化による荷重－変位曲線の形態の変化を示す。ここで図3-3はHT80鋼受け入れまま材、図3-4はSS41鋼

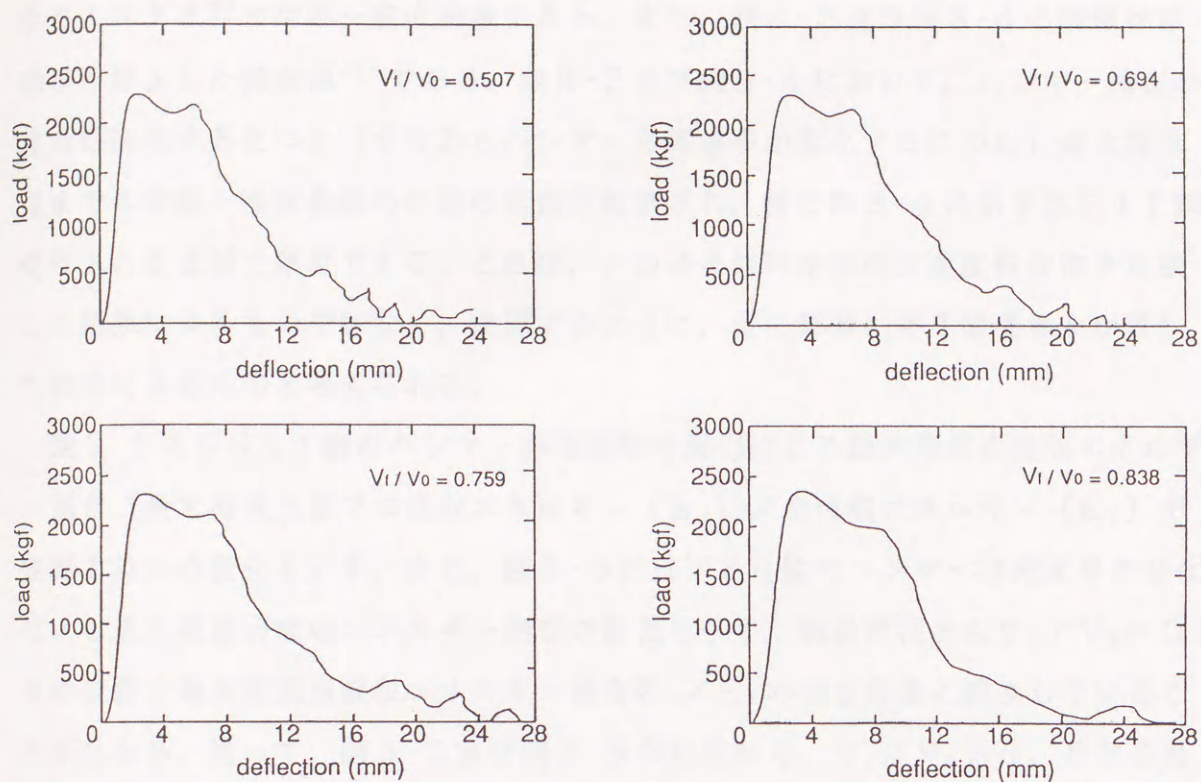


図 3-3 ハンマー非減速率の変化による荷重-変位曲線の形態の変化
(HT80 鋼受け入れまま材)

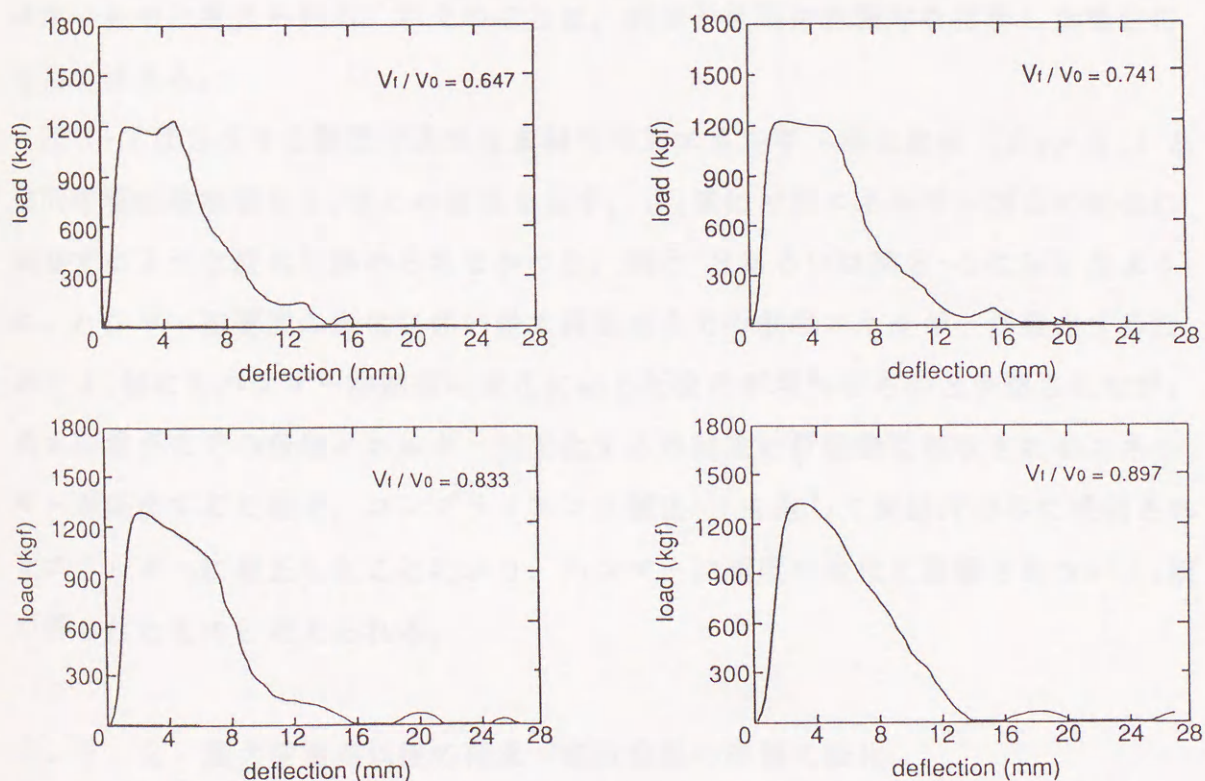


図 3-4 ハンマー非減速率の変化による荷重-変位曲線の形態の変化
(SS41 鋼受け入れまま材)

受け入れまま材の荷重-変位曲線である。また、図3-3及び図3-4の縦軸は移動平均修正した荷重値⁽⁷⁾である。図3-3及び図3-4において、ハンマー減速の度合が変化するにつれ（すなわちハンマー非減速率が変化するにつれ）最大荷重点までの荷重-変位曲線の形態の変化が観察され、特に図3-4に示すSS41鋼受け入れまま材で顕著である。これは、いわゆる材料本来の歪速度依存性を反映した結果によるものではなく、後述するように、主に衝撃に伴う諸現象を反映した結果によるものと考えられる。

図3-5にSS41鋼のハンマー非減速率の変化による最大荷重点吸収エネルギー割合（最大荷重点までの吸収エネルギー（ E_i ）/全吸収エネルギー（ E_t ）で定義する）の変化を示す。また、図3-6にHT80鋼のハンマー非減速率の変化による最大荷重点吸収エネルギー割合の変化を示す。両供試材とも $V_f/V_0=0.8$ の近傍で最大荷重点吸収エネルギー割合 E_i/E_t の値は急激に減少していることがわかる。従って、図3-5及び図3-6の結果から、 $V_f/V_0>0.8$ なる負荷条件（これは前述したように $E_0>3E$ に対応する）でシャルピー衝撃試験を行えば、ハンマー速度の減少による最大荷重点までの荷重-変位曲線の形態の変化は無いものと考えられる。以上のことは、疲労予き裂付試験片を打撃した場合にも当てはまる。

図3-7はSS41鋼受け入れまま材の付加エネルギー割合変化（ E_0/E_t ）と動的弾塑性破壊靱性 J_0 値との関係を示す。 J_0 値に付加エネルギー割合の変化に依存するような変化は認められなかった。図3-3あるいは図3-4に示したように、ハンマー初速度の変化に伴い最大荷重点までの吸収エネルギーが変化するために J_0 値にもハンマー初速度の変化に応じた変化が現れるものと予想されたが、最大荷重点までの吸収エネルギーが変化するのは主に試験機に吸収されるエネルギーが変化するためで、コンプライアンス補正⁽⁷⁾を施して試験片のみに吸収されたエネルギーに修正したことにより、ハンマー初速度の変化に影響されない J_0 値が得られたものと考えられる。

3.3.2 最大荷重点以後の荷重-変位曲線の形態の変化

図3-3及び図3-4に示した荷重-変位曲線において観察されるように、ハン

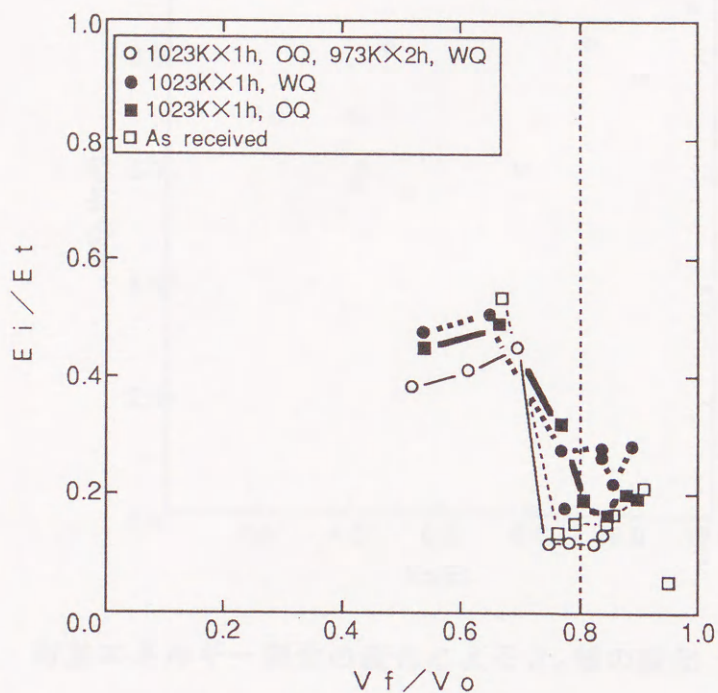


図3-5 ハンマー非減速率と最大荷重点エネルギー割合 (SS41鋼)

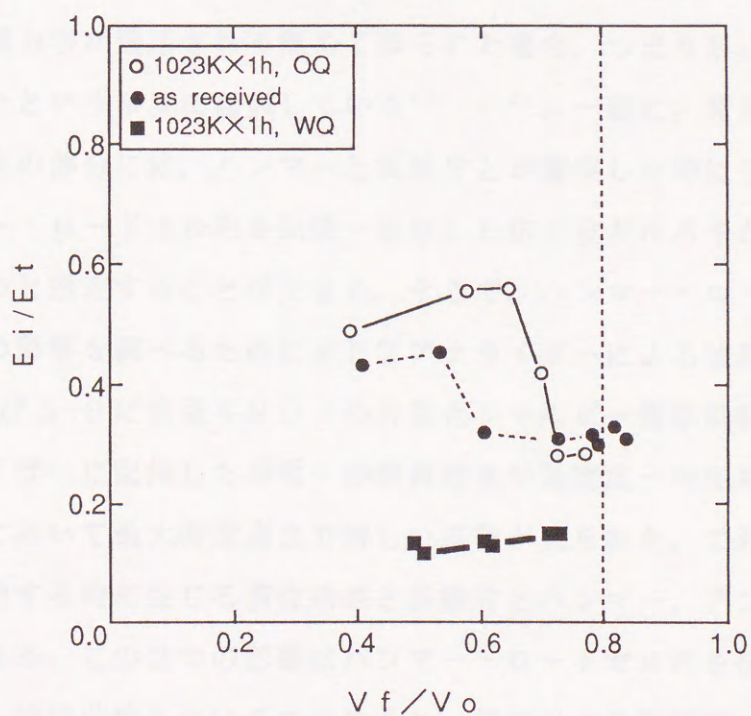


図3-6 ハンマー非減速率と最大荷重点エネルギー割合 (HT80鋼)

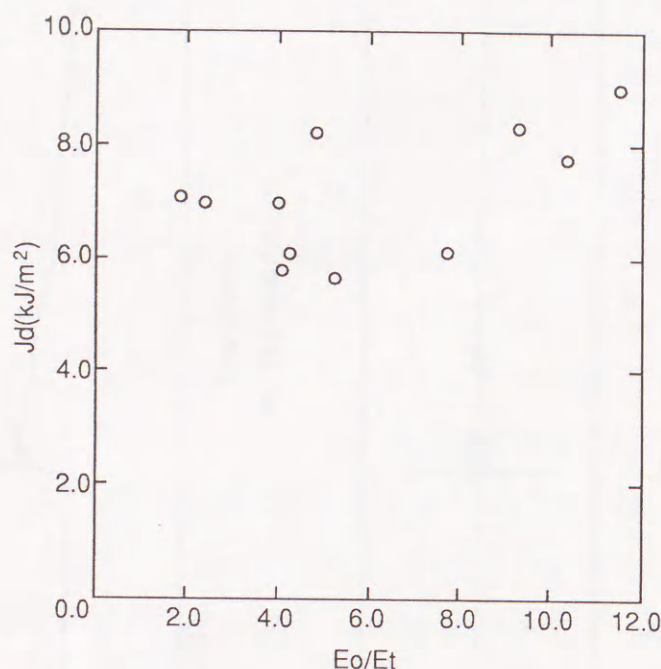


図3-7 付加エネルギー割合の変化による J_d 値の変化 (S S 4 1 鋼)

マー減速の度合が小さくなるにつれて最大荷重点以後の荷重の再負荷によるピークが変化している。従来このような最大荷重点以後のき裂進展過程につき、その波形の詳細を議論した例はほとんど見られない。これは本法による破壊靱性の測定が線形破壊力学が適用される極めて限られた場合、つまり K_{Ic} の測定しか考えていなかったという事実に起因している^{(1)・(14)}。一般に、荷重-変位曲線の最大荷重点以後の部分には、ハンマーと試験片とが衝突した時に生じた応力波あるいはハンマー・ロードセル内を伝播・反射した応力波がゆるやかに干渉し、重畳しているものと推定することができる。そこで、ハンマー・ロードセル内を伝播する応力波の影響を調べるためにFFTアナライザーによる波形解析を行った。

図3-8及び3-9に容量490Jの計装化シャルピー衝撃試験機で試験し、FFTアナライザーに記録した荷重-時間曲線及び加速度-時間曲線を示す。荷重-時間曲線において最大荷重点まで激しい振動が見られた。これは試験片とハンマーとが衝突する時に生じる慣性効果と試験片とハンマー、アンビル間の振動によるものである。この2つの影響はハンマー・ロードセル内を伝播する応力波を表す加速度-時間曲線においても認められ、衝突による加速後から最大荷重点まで減衰振動を示している。一方最大荷重点以後、荷重-時間曲線は長い周期の振

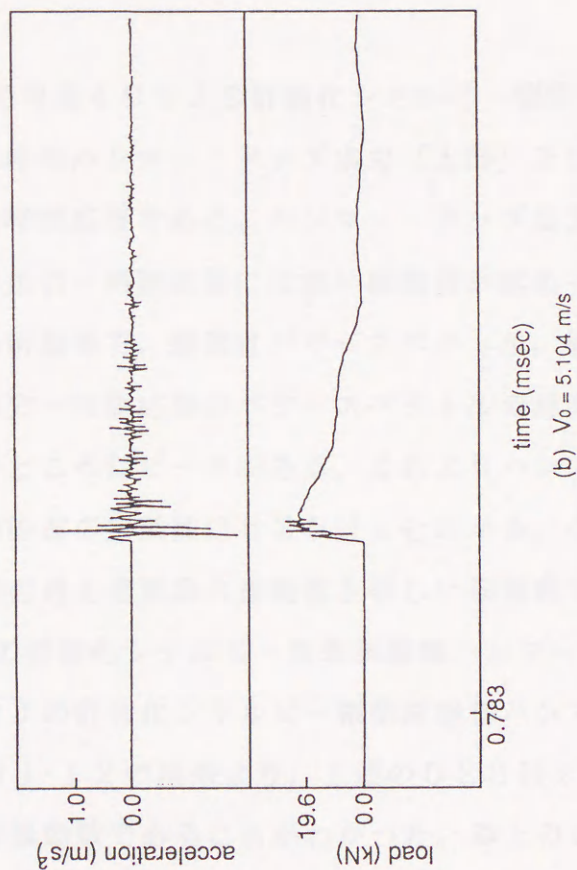
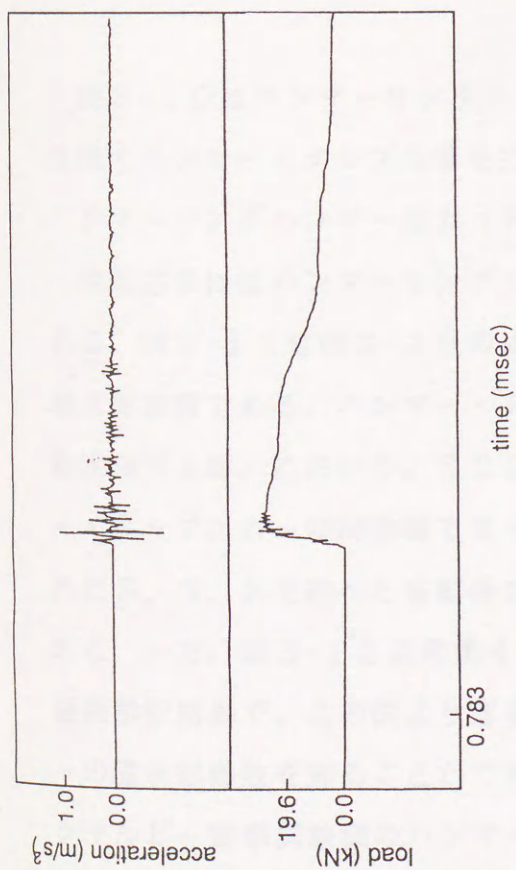


図3-8 FFTにより記録された荷重-時間曲線及び加速
度-時間曲線 (HT80鋼受け入れま材)

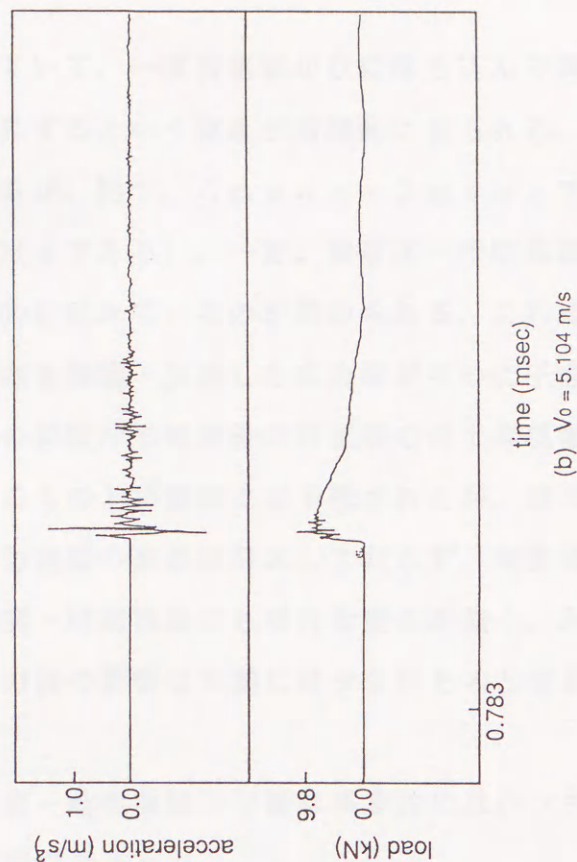
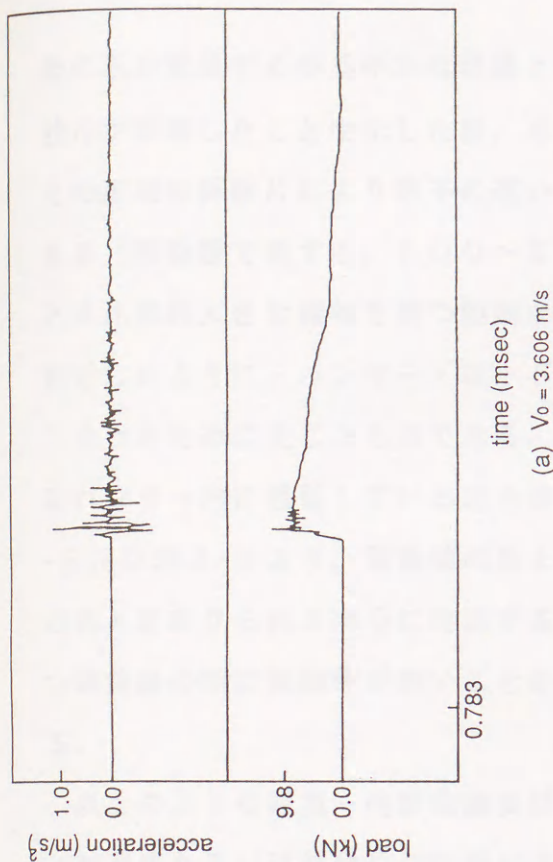


図3-9 FFTにより記録された荷重-時間曲線及び加速
度-時間曲線 (SS41鋼受け入れま材)

動のみが重畳するゆるやかな曲線となっていて、一度荷重値が0に落ち込んで試験片が破断したことを示した後、再び上昇するという現象が周期的に見られる。その周期は試験片により若干の違いがあるが、約1.6 msec~2 msecである（振動数で表すと、500~600 Hzである）。一方、加速度-時間曲線には比較的大きな振幅を持つ振動が周期的に現れているのが認められる。これは前述したように、ハンマー・ロードセル内を伝播・反射した応力波が互いに干渉し合ったために生じたものである。前述の試験片の破断後の荷重値の再上昇現象はハンマー内に残留している応力波によるものと実験前には予想されたが、図3-8及び図3-9より、荷重値の再上昇と加速度の変化は対応しておらず、荷重値の再上昇が見られる部分に対応する加速度-時間曲線にも明白な変化が無く、かつ両曲線の間に相関性が無いことから応力波の影響は実際には少ないものと言える。

以上のような荷重-時間曲線及び加速度-時間曲線の挙動は基本的にはハンマー-初速度あるいは試験片の材質によらず同様であった。

3.4 ハンマーの振動解析結果

図3-10はハンマーリングハンマーで容量490 Jの計装化シャルピー衝撃試験機のハンマー・タップ先端を打撃した時のハンマー・タップ出力（上部）及びハンマーリングハンマー出力（下部）の時間応答である。ハンマー・タップ出力-時間応答にはハンマーリングハンマー出力-時間応答には無い振動波が認められる。図3-11は図3-10の周波数分析結果で、縦軸はパワースペクトル、横軸は周波数である。ハンマー・タップ出力-時間応答のパワースペクトルの周波数線図（上部）において、525 Hzのところにピークがある。これよりハンマー・タップ出力-時間曲線で見られる振動波の振動数は525 Hzとわかる。これは3.3.2で述べた破断後の荷重値の再上昇現象の振動数と等しい振動数である。一方、図3-12は容量490 Jの計装化シャルピー衝撃試験機ハンマーの振動解析結果で、この図より容量490 Jの計装化シャルピー衝撃試験機ハンマーの固有振動数を知ることができる。図3-12の結果より、上述の525 Hzはシャルピー衝撃試験機のハンマーの固有振動数であることがわかった。以上のこ

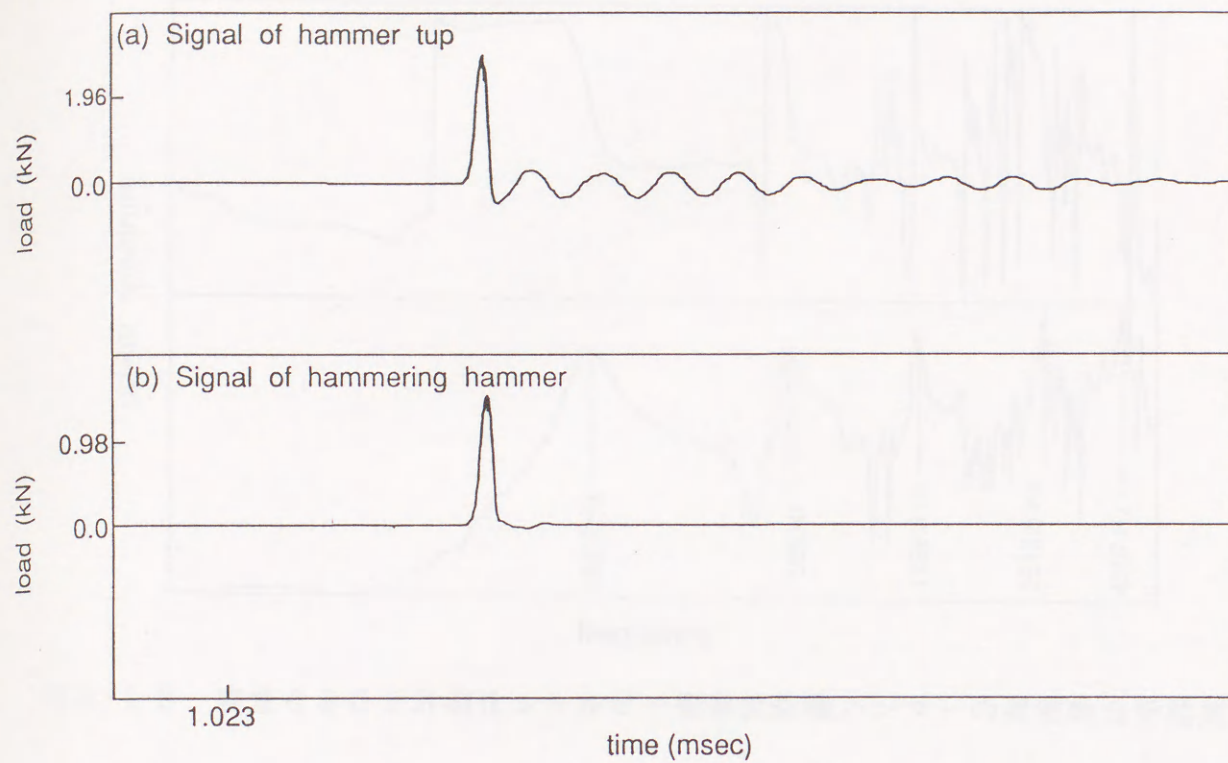


図3-10 FFTにより記録されたハンマータップ（上部）及びハンマーリングハンマー（下部）の時間応答（容量490 J計装化シャルピー衝撃試験機）

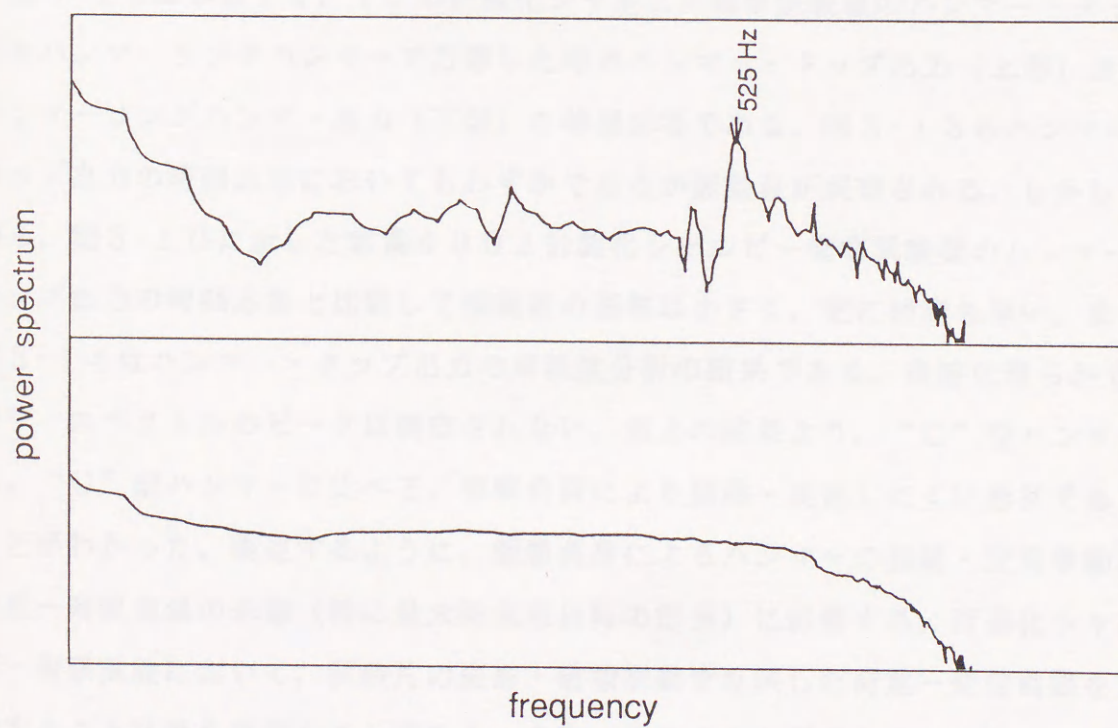


図3-11 図3-10の周波数分析結果

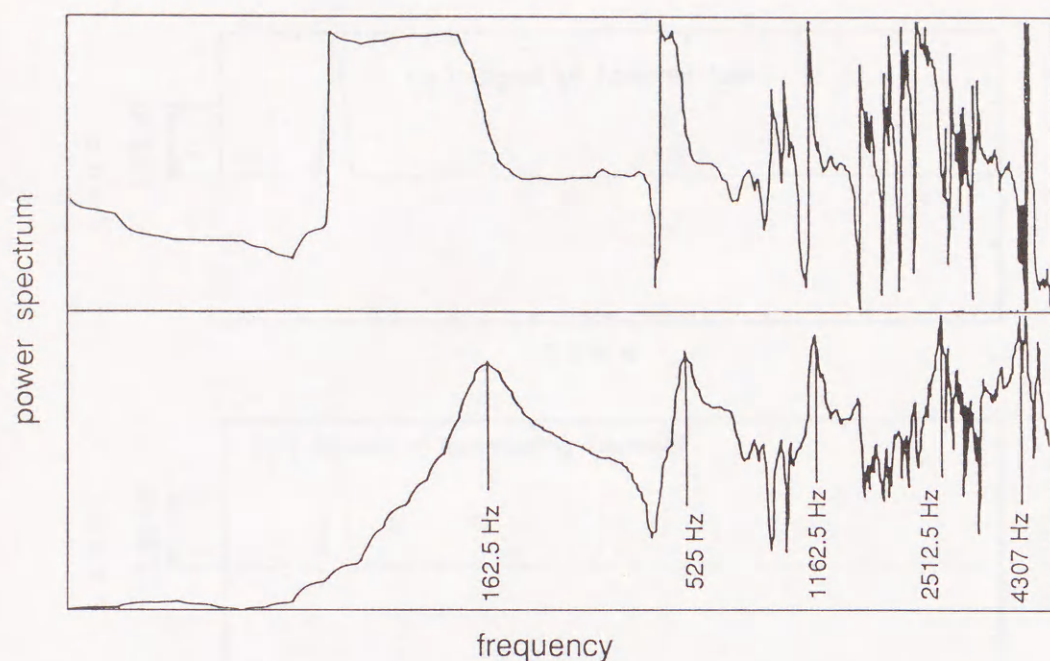


図3-12 容量490 J計装化シャルピー衝撃試験機ハンマーの周波数分析結果

とより、ハンマー・タップ出力-時間曲線で観察された振動挙動と荷重-変位曲線あるいは荷重-時間曲線で見られる破断後の荷重値の再上昇現象はハンマーの固有振動に起因する同一の現象であると推定される。

図3-13は容量14.7 Jの計装化シャルピー衝撃試験機のハンマー・タップ部をハンマーリングハンマーで打撃した時のハンマー・タップ出力（上部）及びハンマーリングハンマー出力（下部）の時間応答である。図3-13のハンマー・タップ出力の時間応答においてもわずかであるが振動波が観察される。しかしながら、図3-10に示した容量490 J計装化シャルピー衝撃試験機のハンマー・タップ出力の時間応答と比較して振動波の振幅は小さく、更に減衰も早い。また図3-14はハンマー・タップ出力の周波数分析の結果である。曲線は滑らかで、パワースペクトルのピークは観察されない。以上の結果より、“C”型ハンマーは、“U”型ハンマーに比べて、衝撃負荷により振動・変形しにくい形状であることがわかった。後述するように、衝撃負荷によるハンマーの振動・変形挙動は荷重-時間曲線の形態（特に最大荷重点以降の部分）に影響する。計装化シャルピー衝撃試験において、試験片の変形・破壊挙動を反映した荷重-変位曲線を記録することは最も重要なことである。今後、このような観点からのハンマー形状の検討が必要であると思われる。

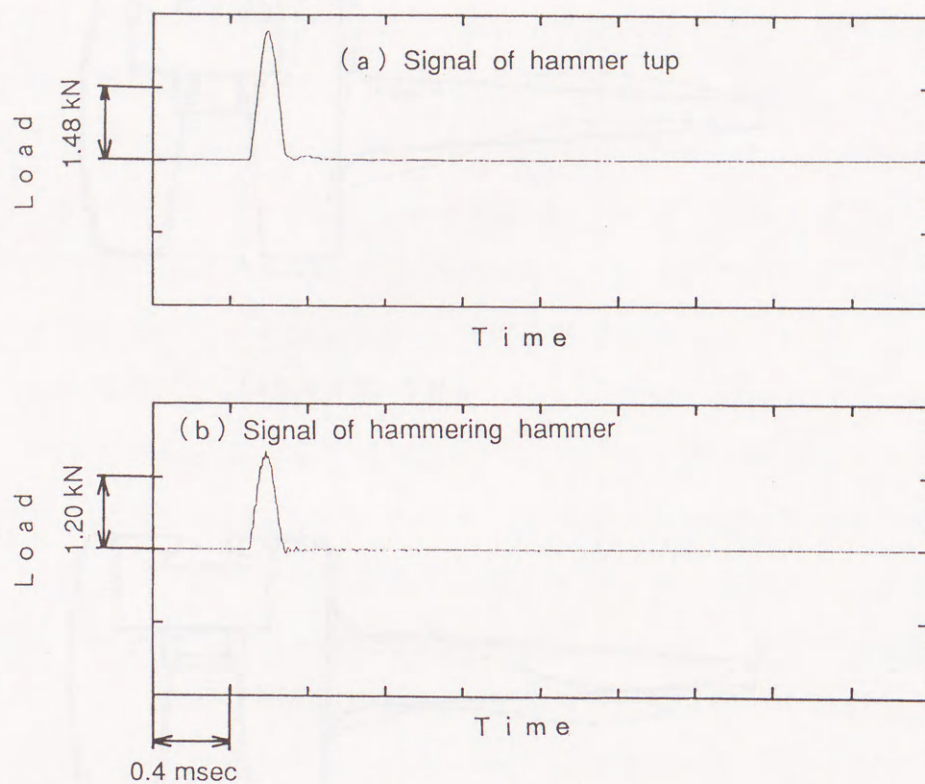


図3-13 FFTにより記録されたハンマータップ（上部）及びハンマーリングハンマー（下部）の時間応答（容量14.7 J計装化シャルピー衝撃試験機）

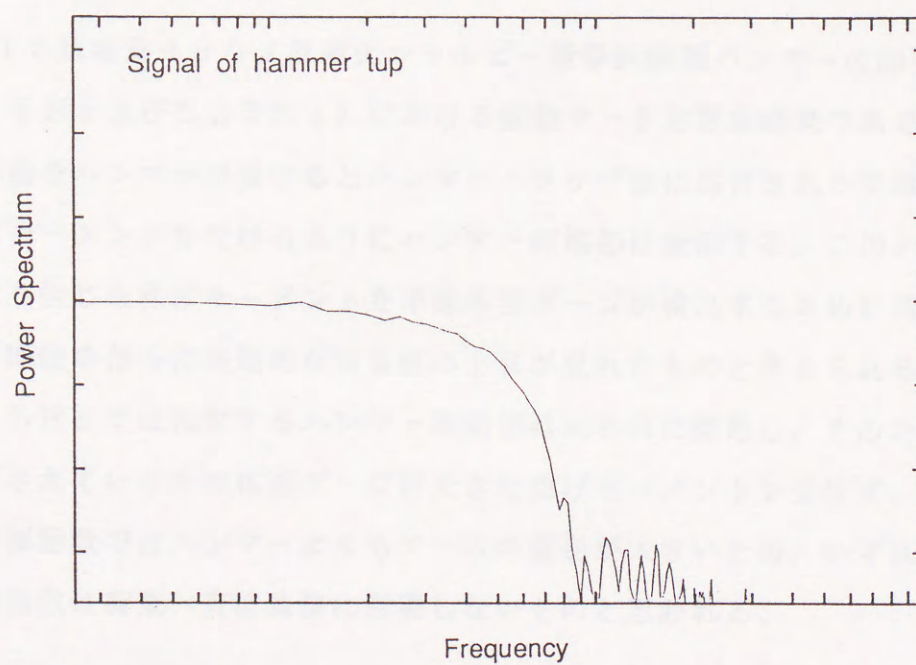
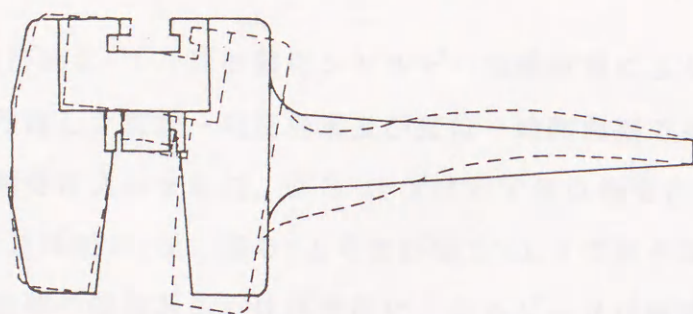
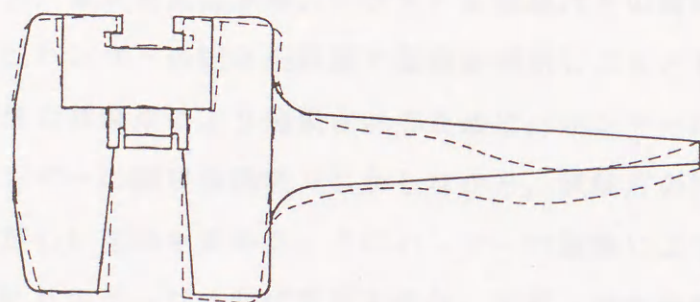


図3-14 図3-13 ((a) ハンマータップ) の周波数分析結果



(a) 162.5 Hz



-----: mode shape

(b) 525 Hz

図3-15 固有振動数における振動モード形

図3-15は容量490 J計装化シャルピー衝撃試験機ハンマーの固有振動数（162.5 Hz 及び525 Hz）における振動モード形測定結果である。525 Hzの振動をハンマーが受けるとハンマー・タップ部に貼付された半導体歪ゲージが曲げモーメントを受けるようにハンマー両端部は変形する。このハンマーの変形により生じた曲げモーメントを半導体歪ゲージが検出するために荷重-変位曲線の破断後の部分に周期的な荷重値の上昇が現れたものと考えられる。一方、162.5 Hzでは相対するハンマー両端部は同方向に変形し、そのためにタップに貼付されている半導体歪ゲージは大きな曲げモーメントを受けず、またその他の固有振動数ではハンマーよりもアームの変形が大きいいため、いずれもこれらの固有振動数は荷重-変位曲線に影響しないものと思われる。

3.5 荷重-変位曲線のき裂進展過程で見られる再負荷現象について

図3-16及び図3-17は計装化シャルピー衝撃試験により記録された荷重-変位曲線から作成した荷重-時間曲線及び変位-時間曲線である。但し、図3-16はSS41鋼受け入れまま材、図3-17はHT80鋼受け入れまま材のものである。図3-3及び図3-4、図3-16及び図3-17で見られるように、最大荷重点以降で荷重値の停滞あるいは再負荷による小ピークが観察され、ハンマー速度の減少が少ない場合ほど再負荷ピークは低荷重値側で現れている。この最大荷重点以降の再負荷ピークの発生原因、及びハンマー速度の減少が少ない場合ほど再負荷ピークは低荷重値側で現れる原因について、以下のように考えることができる。すなわち、最大荷重点以降、ハンマーと試験片との間の接触状態は緩和され、ハンマーはハンマーの固有振動数で振動を開始しようとする。しかしながら、ハンマーの変形は試験片により拘束されるために、ハンマーは固有振動数では振動できず、ハンマーの固有振動数（しかしながら、試験片の持つき裂進展抵抗とバランスしながら）振動を始める。このハンマーの振動により、ハンマー・タップ部に貼付された歪ゲージは曲げ荷重を受け、荷重-変位曲線の最大荷重点以降に再負荷ピークとして重畳する。

ところで、J.G.Williams の mass spring model ⁽¹⁵⁾、⁽¹⁶⁾、⁽¹⁷⁾によると、接触点荷重（即ちハンマー・タップ部の出力）は衝撃速度に比例し、衝撃速度が大きいほど接触点荷重は大きくなる。従って、ハンマーを弾性体であるとするとき、衝撃速度が大きいほどハンマーに蓄えられる弾性変形エネルギーは大となり、最大荷重点以降の試験機からの弾性変形エネルギーの解放は急速に行われ、加えてハンマー速度の減少量も小さいことも影響し、荷重値の再負荷ピークは低荷重値側に現れるものと考えられる。従って、計装化シャルピー衝撃試験機で記録した荷重-変位曲線から吸収エネルギーの評価やき裂進展抵抗（例えば、 T_{mat} ）の測定を行う場合には、このような現象を良く理解して行うことが肝要である。例えば、第II章で述べたような最大荷重点近傍からの荷重降下の傾き（リバウンド・コンプライアンス C_r ）⁽¹⁸⁾、⁽¹⁹⁾から大体の T_{mat} を推定する場合には、前述の（3-3）式が満足されていれば、傾きの最も急峻な場所あるいは振動を考慮した平均勾配を用いることで所期の目的は達成できると考えられる。ただし、前者の場合には下限値側の推定が行われることになる。

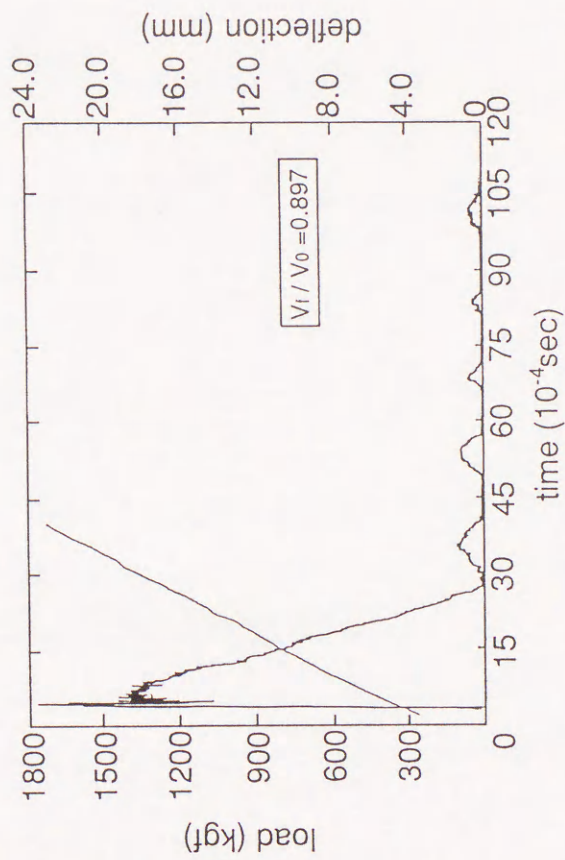
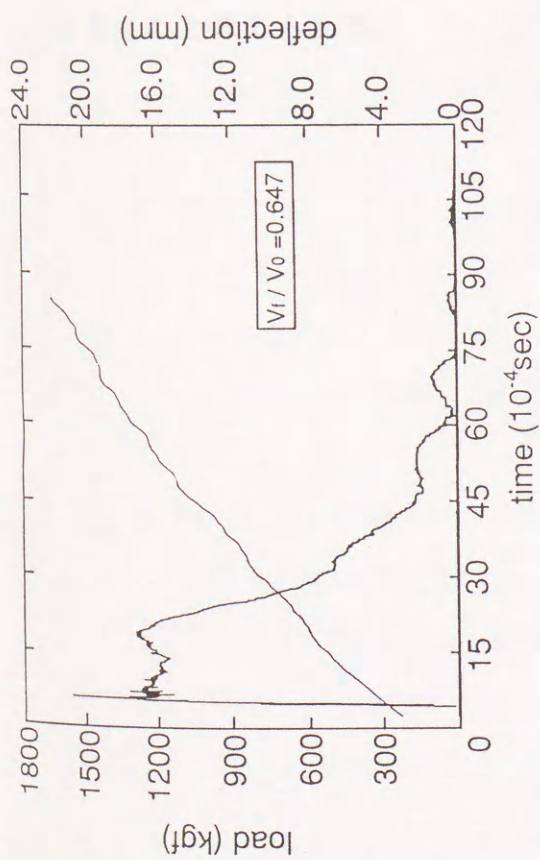


図3-16 計装化シャルピー衝撃試験により記録された荷重-時間曲線及び変位-時間曲線 (SS41鋼受け入れまま材)

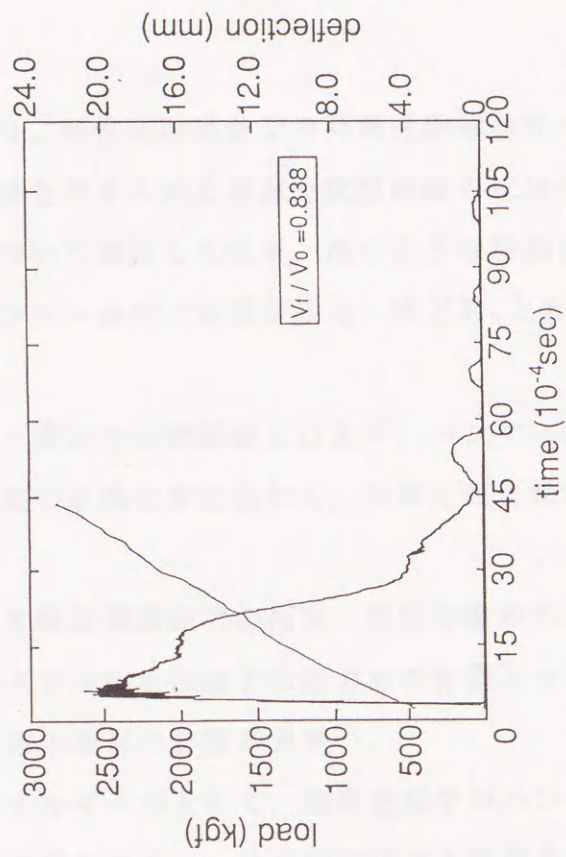
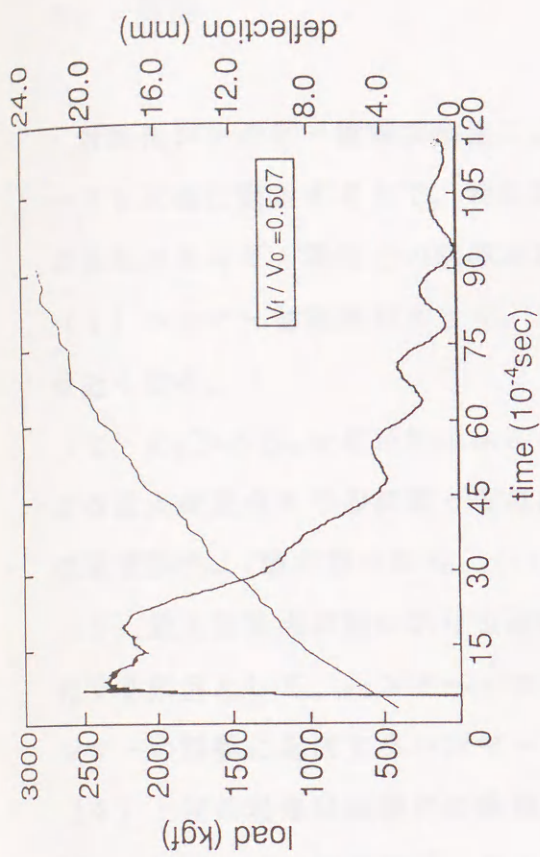


図3-17 計装化シャルピー衝撃試験により記録された荷重-時間曲線及び変位-時間曲線 (SS41鋼受け入れまま材)

4. 結論

計装化シャルピー衝撃試験法により、延性破壊過程での弾塑性破壊靱性パラメータを正確に測定する上で、特に重要と考えられる荷重-変位曲線の記録ならびに吸収エネルギー測定上の問題点について検討した結果、次のような結論を得た。

(1) ハンマー初速度が大きく、ハンマー減速の程度が少ないほど E_t と E_r の値は近くなる。

(2) $E_0 > 3E_t$ なる付加エネルギー条件で衝撃試験を行えば、ハンマー減速による最大荷重点までの荷重-変位曲線の形態に変化は無く、ほぼ正確な動的弾塑性破壊靱性 J_d 値が得られる。

(3) 最大荷重点以後における延性き裂進展過程での荷重-変位曲線の形態が変化する原因として、ハンマー・ロードセル内を伝播する応力波の影響よりも、ハンマーの振動に起因するハンマー自体の変形の影響が大きい。

(4) 上述の現象は試験片の吸収エネルギーが大きく、破断過程でのハンマーの減速が著しい時に再負荷ピークとして現れやすい。この原因は最大荷重点以降、試験片によるハンマーの拘束が緩和され、ハンマーが振動を開始することに起因するものと考えられる。

参考文献

- (1) 小林俊郎, 鉄と鋼, Vol. 71 (1985), No. 6, p. 654.
- (2) 梶野利彦, 小林俊郎, 鉄と鋼, Vol. 65 (1979), No. 13, p. 1936
- (3) 石野隼作, 山口幸夫, 樋田並照, 材料試験技術, Vol. 29 (1984), p. 243.
- (4) J.R.Rice, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, Vol.35(1968), p.379.
- (5) ASTM, Standard Test Method for J_{IC} , A MEASUREMENT OF FRACTURE TOUGHNESS(E813-81), (1981).
- (6) P.C.Paris, H.Tada, A.Zahoor and H.Ernst, ASTM STP 668, (1979), p.3.
- (7) 小林俊郎, 松原 等, 上田徹完, 鉄と鋼, Vol. 67 (1981), No. 14, p. 2216.
- (8) 日本機械学会, 弾塑性破壊靱性 J_{IC} 試験方法 (JSME S 001), (1981).
- (9) 日本規格協会, 日本工業規格「金属材料衝撃試験方法 (JIS Z 2242)」, (1980).
- (10) J.R.Rice, P.C.Paris and J.G.Merkle, ASTM STP 536, (1973), p.231.
- (11) D.R.Ireland, ASTM STP 563, (1974), p.3.
- (12) P.T.Lum and C.H.Curll, ASTM STP 626, (1977), p.21.
- (13) W.L.Server, J.of Testing and Evaluation, Vol.6(1974), No.6, p.29.
- (14) ASTM, Standard Method of Test for INSTRUMENTED IMPACT TESTING OF PRECRACKED SPECIMENS OF METALLIC MATERIALS (Draft 2d), (1981).
- (15) J.G.Williams, Int.J.of Frac., Vol.33(1987), p.47.
- (16) J.G.Williams and G.C.Adams, Int.J.of Frac., Vol.33(1987), p.209.
- (17) J.G.Williams and M.N.M.Badi, Int.J.of Frac., Vol.39(1989), p.147.

- (18) S.Kaiser and A.J.Carlsson, ASTM STP 803, (1983), p.1158.
- (19) H.Ernst, P.C.Paris, M.Rossow and J.W.Hutchinson, ASTM STP 677, (1979), p.581.

第IV章 試験片の真の変形・破壊エネルギーの評価方法に関する検討

1. 緒言

第II章で開発した動的破壊靱性評価システムでは、動的負荷条件下におけるJ積分値⁽¹⁾あるいは T_{mat} ⁽²⁾等の弾塑性破壊力学パラメータを1本の破壊靱性試験片の荷重-変位曲線から求めることができる。このシステムにより正確な J_I 値及び T_{mat} 等の弾塑性破壊力学パラメータを求めるためには、試験片の曲げ変形・破壊挙動を正確に反映した荷重-変位曲線が記録されなければならない。そのようなことから、第III章では、荷重-変位曲線の形態に及ぼすハンマー速度の影響について検討し、ハンマー速度の減少により荷重-変位曲線の形態が変化しないための試験条件を提案した。

しかしながら更に、本システムにより測定される変位には試験片の曲げ変形変位の他に、シャルピー衝撃試験機の弾性変形や試験片打撃点に生じるブリネル変形等による変位も含まれる^{(3)・(4)}。従って、本システムでは、荷重-変位曲線下の面積から吸収エネルギー値を算出するため、試験片吸収エネルギーとしてシャルピー衝撃試験機の弾性変形やブリネル変形の形成に消費されるエネルギーも含まれることになる。また、脆性材料の場合は試験片を飛散させるエネルギーも含まれる⁽⁵⁾。それゆえ、本システムにより正確な破壊靱性値を得るためには、コンプライアンス補正法⁽⁴⁾と呼ばれる方法により、測定される吸収エネルギーから試験片の曲げ変形・き裂発生のに要するエネルギーを算出し、そのような吸収エネルギーより破壊靱性値が評価されなければならない。

コンプライアンス補正法では、記録される荷重-変位曲線の初期勾配の逆数として定義され、試験機コンプライアンス（以下 C_m と記す）と試験片コンプライアンス（以下 C_s と記す）の和と考えられる全コンプライアンス（以下 C_t と記す）と、理論式あるいは実験式から計算される C_s とを使用して補正を行う。従って、正確な補正を行うためには C_s 及び C_t を正確に求め、使用することが肝要である。

そこで本研究では、まず、 C_m 及び C_s についての基礎的な知見を得ることを目

的に、意図的に設計した高剛性試験片を使用して弾性変形内の種々の衝撃速度で試験を行い、衝撃負荷中のシャルピー衝撃試験機各部の変形挙動及び衝撃速度変化によるシャルピー衝撃試験機各部及び高剛性試験片の弾性コンプライアンスの変化を調べ、特に高剛性試験片の弾性コンプライアンスの衝撃速度依存性について考察した。

次に、4種類の脆性・延性材料に対して、広範な衝撃速度において C_t 及び C_s を歪ゲージ法により測定し、真の C_t 及び C_s を求める上での誤差要因であるハンマー速度の減少及び試験片打撃点に発生するブリネル変形の影響を補正した。更に、ハンマー速度の減少及び試験片打撃点に発生するブリネル変形の影響を補正した C_s 、 C_t を使用して、試験片の曲げ変形のみ消費されるエネルギーを算出し、正確な動的破壊靱性値を評価するためには、コンプライアンス補正法のような吸収エネルギー補正を行うことの必要性を示した。

2. 実験方法

2.1 供試材及び試験片

本実験では、脆性的な変形・破壊挙動を示す部分安定化ジルコニアセラミック $ZrO_2-3mol\%Y_2O_3$ （以下PSZと記す）、延性的な挙動を示すA508鋼，SS41鋼，球状黒鉛鋳鉄（以下DCIと記す）及び強度・靱性等の力学的性質が歪速度に依存しないといわれている6061-T6Al合金^{(6)・(7)・(8)}等を供試材として使用した。

本実験で使用した試験片の寸法及び形状を表4-1にまとめる。 C_m の測定に供

表4-1 試験片寸法

Materials	Specimen Geometries (mm)				
	Thickness	Width	Length	a/W	Notch
Partially Stabilized Zirconia (PSZ)	4	8	40	—	unnotch
SS41 Steel	10	10	55	0.6	slit or unnotch
Ductile Cast Iron (DCI)	10	10	55	0.6	slit or unnotch
6061-T6 Al Alloy	10	10	55	0.6	slit or unnotch
A508 Steel	30	26	100	—	unnotch

a/W : notch to width ratio

するA508鋼は剛性を高めるために大型の無溝試験片とした（厚さ：10mm，幅：10mmの試験片に比べて，約30倍の剛性を有する）。またPSZは無溝試験片のみで，SS41鋼，DCI及び6061-T6Al合金は無溝試験片と切欠付試験片の2種類である。

2. 2 試験機コンプライアンス C_m 及び高剛性試験片の弾性コンプライアンス C_s の測定

図4-1及び図4-2に示すように，容量490Jの計装化シャルピー衝撃試験

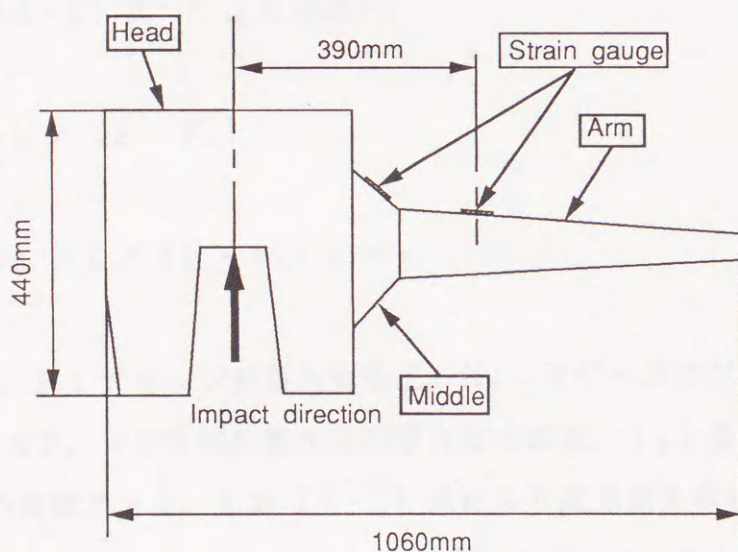


図4-1 ハンマー各部の名称と歪ゲージ貼付位置

機ハンマー及びアンビルに半導体歪ゲージ（共和電業㈱製：KSN-2-E3-11）を貼付し，高剛性試験片が塑性変形しない衝撃速度内で打撃した。そして衝撃負荷中の荷重値の時間変化及び歪ゲージ出力の時間変化を記録した。なお，歪ゲージの出力は動歪計及び増幅器を介さず，直接デジタルストレージオシロスコープ（岩崎通信機㈱製：DS-6121）に入力・記録した。そしてGPIBによりパーソナルコンピュータ（NEC製：PC-9801RA）に伝送し，以下に示す計算を行った。なお歪量 ϵ はブリッジ回路の出力電圧 e から（4-1）式⁽⁹⁾により求めた。またハンマー・アーム及びアンビルの変形量 δ は弾性片持ち

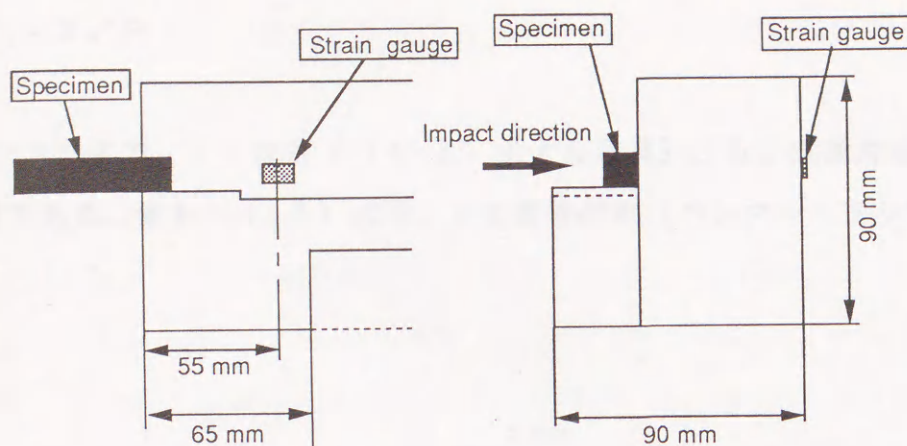


図4-2 アンビル部詳細と歪ゲージ貼付位置

梁を仮定した(4-2)式⁽¹⁰⁾より求めた。

$$\varepsilon = (4 \cdot e) / (E \cdot K_s) \quad (4-1)$$

$$\delta = (2/3) (1 / (h \cdot l_0)) \cdot \varepsilon \quad (4-2)$$

(4-1)式で、 E ：ブリッジ回路入力電圧、 K_s ：歪ゲージのゲージ率である。
また(4-2)式で、 l ：支持位置から打撃点迄の距離、 l_0 ：歪ゲージ貼付位置から打撃点迄の距離である。なお(4-2)式により変形量を求める上で、ハンマー・ヘッドの断面形状はハンマー・アームの断面形状と同一である(すなわちI型断面の梁)と仮定している。

また、高剛性試験片に半導体歪ゲージ(共和電業製：KSN-2-E3-11)を貼付して変形量を測定し、 C_s を簡易的に求めた。なお、試験機変形量の測定と同様に、歪ゲージの出力は動歪計及び増幅器を介さず、直接デジタルストレージオシロスコープに入力・記録した後に、GPIBを介してパソコンに伝送し、以下に示す式より計算を行った。歪ゲージ貼付位置は図4-3のA位置である。試験片の変形量 δ は、両端支持梁の弾性変形理論より求めた(4-3)式を使用して計算した。また C_s は(4-4)式により計算した。

$$\delta = (l^2 / 6h) \varepsilon \quad (4-3)$$

$$C_s = \delta / P$$

(4-4)

(4-3) 式で、 ε : 歪量 ((4-1) 式より計算) , h : 試験片幅, l : 支点間距離である。また (4-4) 式で、 P : 衝撃荷重 (ハンマー・タップの出力) である。

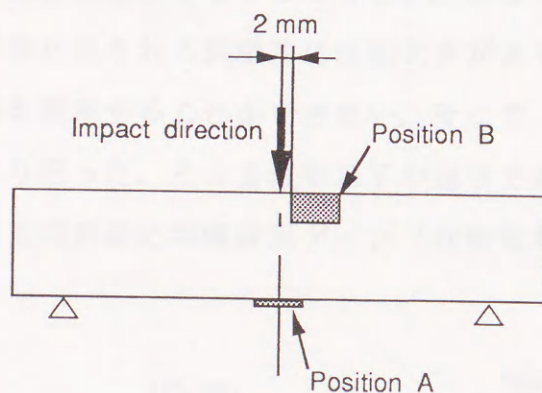


図4-3 歪ゲージ貼付位置

2.3 全コンプライアンス C_t 及び試験片コンプライアンス C_s の測定

2.3.1 全コンプライアンス C_t の測定

計装化シャルピー衝撃試験によって記録される荷重-変位曲線の初期線形部分が非線形となる点 (以下弾性限と記す) までの勾配の逆数を C_t と定義した⁽⁴⁾。そして衝撃速度を0.1~4.0 m/sと変えて計装化シャルピー衝撃試験を行い、それぞれの荷重-変位曲線から C_t を算出した。使用した試験機は、SS41鋼、DCI及び6061-T6Al合金の場合は容量490 Jの計装化シャルピー衝撃試験機、PSZの場合は容量14.7 Jの計装化シャルピー衝撃試験機である。

2. 3. 2 歪ゲージ法による試験片コンプライアンス C_s の測定

本研究で使用している計装化シャルピー衝撃試験機の場合、変位はハンマー回転軸に装着されたポテンシオメーターによって測定される⁽⁴⁾。そのため、測定される変位には試験片の曲げ変形による変位に加え、ハンマーやアンビルの変形による変位も含まれる⁽⁴⁾。試験片のコンプライアンスを正確に測定するためには、試験片のみの曲げ変形量を測定しなければならない。加えて、シャルピー衝撃試験あるいは破壊靱性試験に供される試験片には切欠きがあり、2. 2で行った方法では試験片の変形量を測定することができない。そこで、試験片曲げ変形量の測定は歪ゲージ法により行った。その方法は以下の通りである。①：図4-4に示すように、試験片切欠先端真横に半導体歪ゲージ（共和電業㈱製：KSN-2-

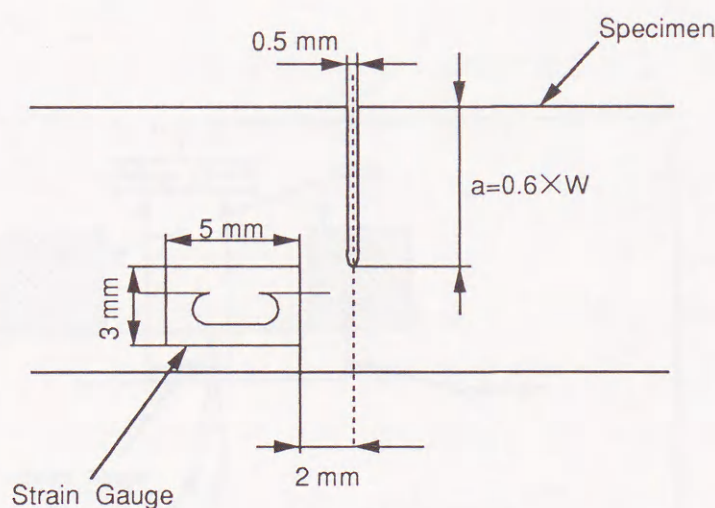


図4-4 歪ゲージ法の歪ゲージ貼付位置

E3-11) を貼付し、それをインストロン型万能試験機を使用して弾性限内で静的に3点曲げ負荷し、荷重-歪ゲージ出力関係及び荷重点変位（クリップゲージにて測定）-歪ゲージ出力関係を同時に測定し、X-Yレコーダに記録する。

②：弾性梁理論式（無溝試験片の場合は（4-5）式⁽¹¹⁾，切欠付試験片の場合は（4-6）式⁽⁴⁾）を使用し、①で測定した荷重値を変位値に換算し（変位値 = $C_s \times$ 荷重値），得られた変位-歪ゲージ出力を較正関係として使用する。

$$C_s E B = l^3 / 4 W^3 (1 + 2.85 (W/l)^2 - 0.84 (W/l)^3) \quad (4-5)$$

$$C_s E B = 2.0475 a (W - a) Y^2 l^2 / W^4 \quad (4-6)$$

(4-5) 及び (4-6) 式で、E: ヤング率, B: 試験片厚, l: 支点間距離, W: 試験片幅, a: 切欠深さ, Y: 切欠深さ比 (a/W) に依存する係数で、(4-7) 式で与えられる⁽⁴⁾。

$$Y = 1.93 - 3.07 (a/W) + 14.53 (a/W)^2 - 25.11 (a/W)^3 + 25.8 (a/W)^4 \quad (4-7)$$

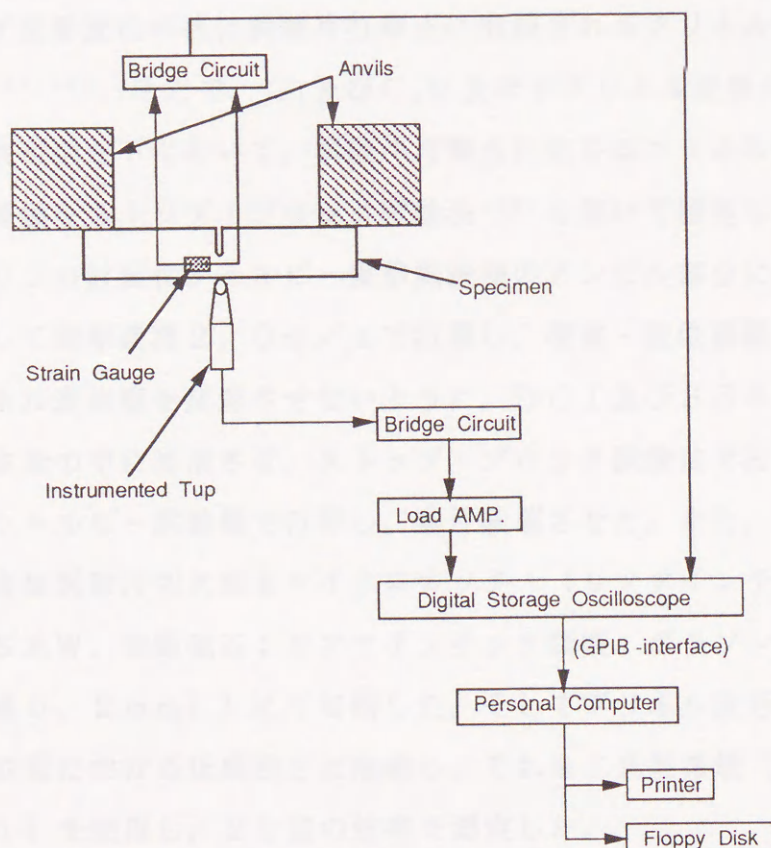


図4-5 試験片コンプライアンス測定機器構成

③：①と同じ位置に歪ゲージ貼付した試験片をSS41鋼，DCI，6061-T6 Al合金の場合は容量490 Jの計装化シャルピー衝撃試験機，PSZの場合は容量14.7 Jの計装化シャルピー衝撃試験機を使用して，衝撃速度0.1～4.0 m/sの範囲で打撃し，荷重－歪ゲージ出力を測定し，デジタルストレージオシロスコープ（岩崎通信機㈱製：DS-6121）に記録する。なお，測定システムのブロック図を図4-5に示す。④：②で求めた変位－歪ゲージ出力校正関係を使用して，③で記録した荷重－歪ゲージ出力関係を荷重－変位関係に換算し，荷重－変位曲線の弾性限までの勾配の逆数を C_s と定義し， C_s を換算された荷重－変位曲線から求める。なお無溝試験片の場合，切欠先端相当位置に歪ゲージを貼付した。

2.4 ブリネル変形量の測定

緒言でも述べたように，計装化シャルピー衝撃試験法により測定される変位には，試験片曲げ変形変位の他に試験片打撃点に形成されるブリネル変形による変位も含まれる^{(3),(4)}。そこで， C_t 及び C_s に及ぼすブリネル変形の影響を検討するため，動的負荷条件下において，試験片打撃点に生じるブリネル変形量と荷重及び変位との関係をストップ・ブロック試験法⁽¹²⁾を用いて測定した。具体的には，容量490 Jの計装化シャルピー衝撃試験機のアンビル部分にストップ・ブロックを装着して衝撃速度2.0 m/sで打撃し，荷重－変位曲線を記録する。打撃後，ブリネル変形痕を変形させないように，DCI及びSS41鋼の場合，試験片を液体窒素の中に浸漬させ，ストップ・ブロック試験法で打撃した場所とは別の場所をシャルピー試験機で打撃し，脆性破壊させた。また，6061-T6 Al合金の場合は試験片切欠底をマイクロカッター（リファインテック㈱製：MICRO SAW，切断砥石：リファインテック㈱製：ボラゾン切断ホイール（砥石先端半径0.2 mm））にて切断した。そしてブリネル変形量を試験片厚さ方向1/2位置における圧痕深さと定義し，それを工具顕微鏡（オリンパス㈱STM-231）を使用し，20倍の倍率で測定した。

3. 実験結果及び考察

3. 1 シャルピー衝撃試験機及び高剛性試験片の弾性コンプライアンスの衝撃速度変化

3. 1. 1 アンビルの衝撃変形挙動及び弾性コンプライアンスの衝撃速度変化

本実験で使用したブリッジ回路には整流ダイオード、電解コンデンサあるいは定電圧IC等が使用されており、時間遅れが懸念される。そこでシャルピー衝撃試験機各部の衝撃変形挙動を測定する前に、ブリッジ回路に方形波を入力し、ブリッジ回路の出力方形波と入力方形波とを比較することにより、ブリッジ回路の時間遅れを測定した。その結果、ブリッジ回路の時間遅れは $0.508 \mu\text{sec}$ であった。一方、最大荷重点までの到達時間は衝撃速度及び材料により異なるが数 msec であり、従って、ブリッジ回路の時間遅れは無視できるものと考えられる。そこで、以下の測定には本ブリッジ回路を使用した。

図4-6に高剛性試験片に切欠きを加工して、衝撃速度： 4.165 m/s で打撃・破断させた時の容量 490 J の計装化シャルピー衝撃試験機のアンビルに貼付した歪ゲージ出力-時間曲線及び衝撃荷重-時間曲線を示す。試験片が負荷さ

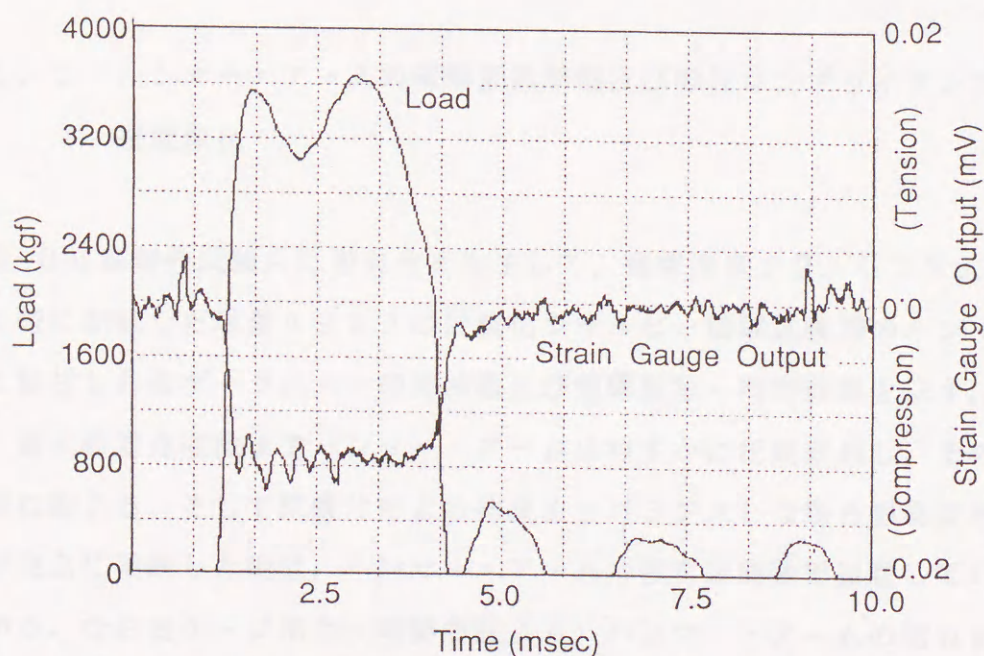


図4-6 衝撃荷重とアンビルに貼付した歪ゲージの出力

れると同時にアンビルは圧縮変形し、試験片が破断すると同時にアンビルの圧縮変形は終了する。図4-7にアンビルの弾性コンプライアンスの衝撃速度変化を示す。衝撃速度の増加とともに、弾性コンプライアンスは減少している。

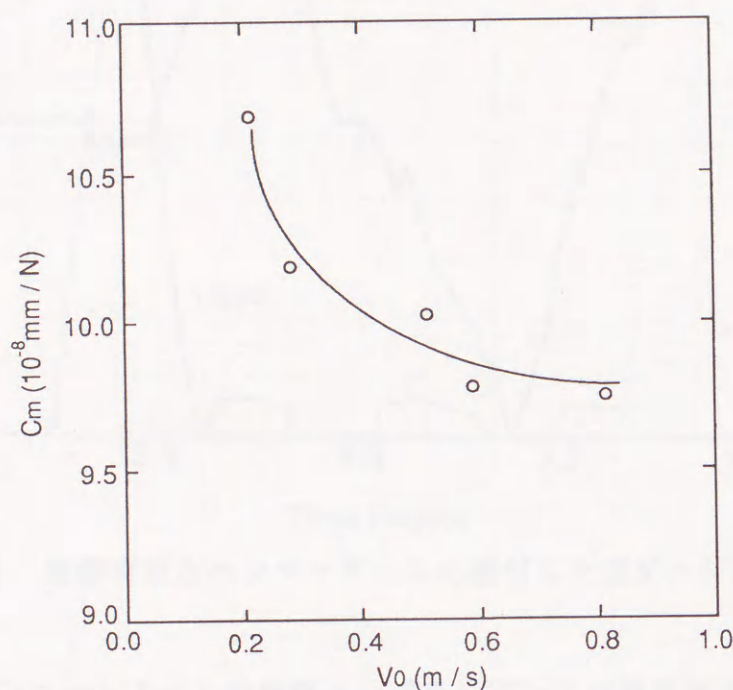


図4-7 アンビルの弾性コンプライアンスの衝撃速度変化

3. 1. 2 ハンマー・アームの衝撃変形挙動及び弾性コンプライアンスの衝撃速度変化

図4-8に高剛性試験片に切欠きを加工して、衝撃速度：2.078 m/sで打撃した時に記録した容量490 Jの計装化シャルピー衝撃試験機のハンマー・アームに貼付した歪ゲージ出力-時間曲線及び衝撃荷重-時間曲線を示す。この図より、最大荷重点直後までハンマー・アームはわずかに圧縮変形し、その後、引張変形に転じる。そして試験片による拘束力とバランスしながら振動変形し、試験片が完全に破断した後は、ハンマー・アームの固有振動数で振動していることがわかる。なお歪ゲージ出力-時間曲線より、ハンマー・アームの固有振動数は約160 Hzであり、これは第三章で行ったハンマーの振動解析により測定され

た結果とほぼ一致している。

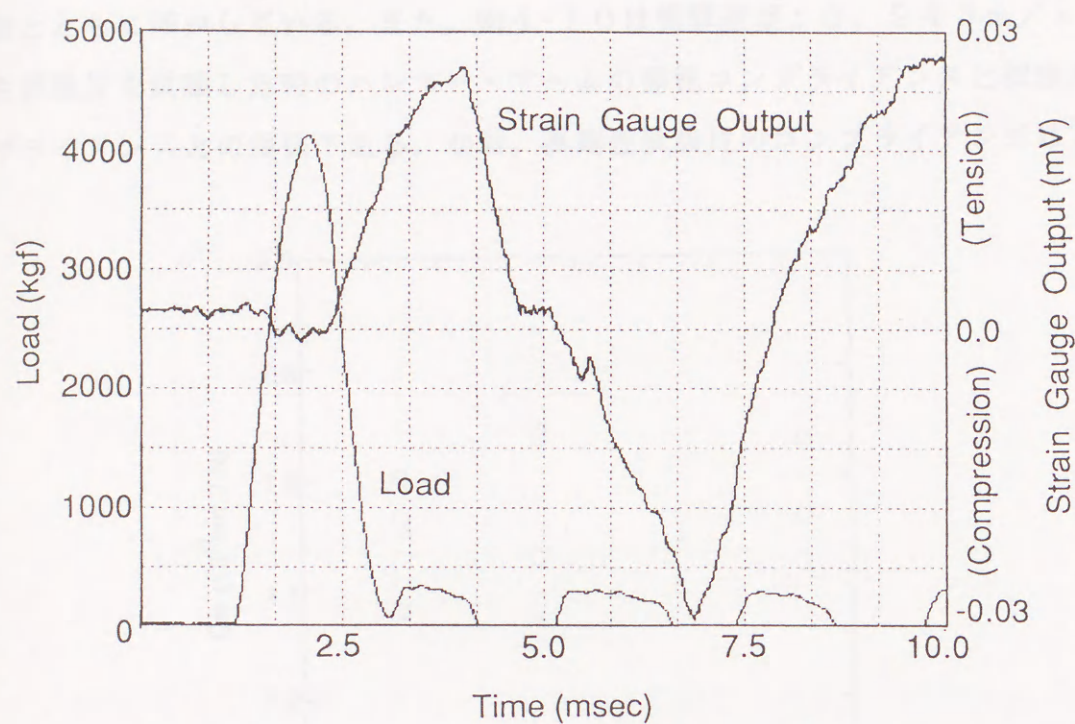


図4-8 衝撃荷重とハンマーアームに貼付した歪ゲージの出力

図4-9にハンマー・アームの弾性コンプライアンスの衝撃速度変化を示す。ア

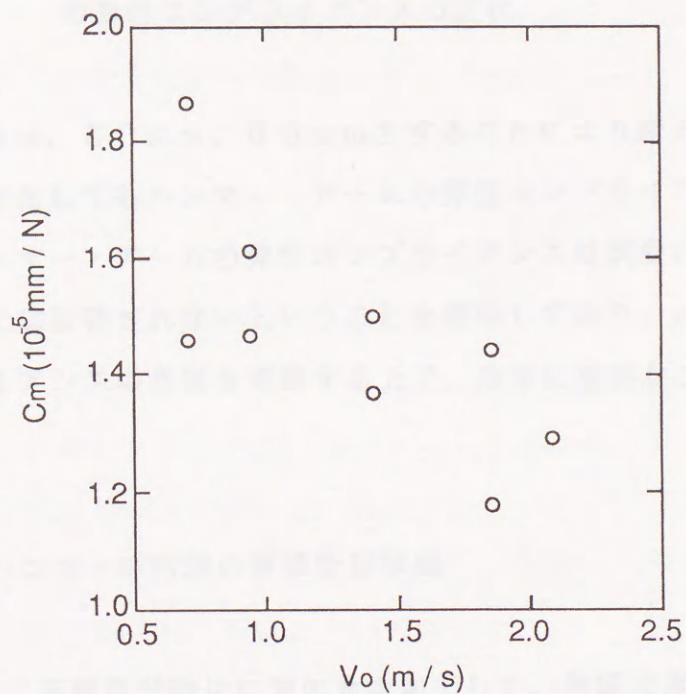


図4-9 ハンマーアームの弾性コンプライアンスの衝撃速度変化

ンビルの場合と同様に、ハンマー・アームの弾性コンプライアンスも衝撃速度の増加とともに減少している。また、図4-10は衝撃速度：0.943 m/sで高剛性試験片を試験した時のハンマー・アームの弾性コンプライアンスと試験片コンプライアンスとの関係である。なお、高剛性試験片のコンプライアンスは支点

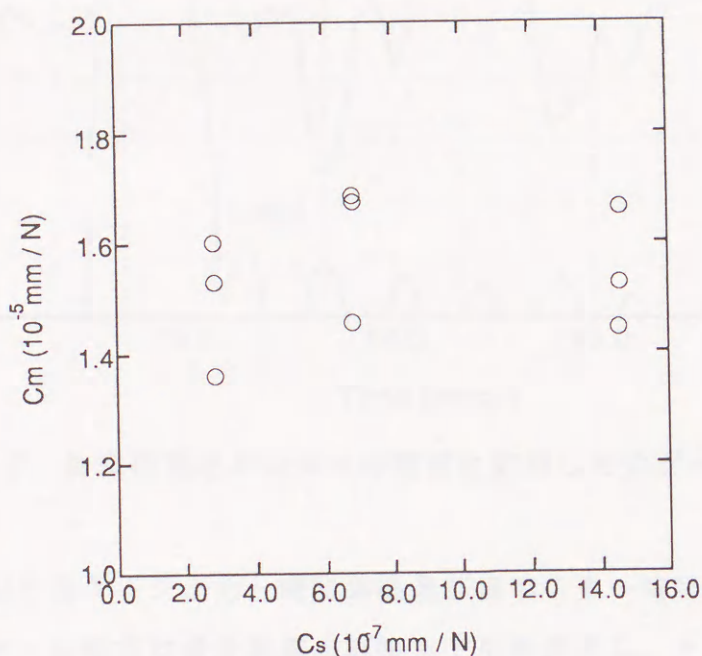


図4-10 試験片コンプライアンスの変化によるハンマーアームの弾性コンプライアンスの変化

間距離を40 mm, 60 mm, 80 mmとすることにより変えた。試験片コンプライアンスが変化してもハンマー・アームの弾性コンプライアンスは変化しない。このことはハンマー・アームの弾性コンプライアンスは試験片の弾性コンプライアンスの変化には影響されないということを意味しており、ハンマー・アームの弾性コンプライアンスの性質を理解する上で、非常に重要なことであると考えられる。

3. 1. 3 ハンマー中間部の衝撃変形挙動

図4-11に、高剛性試験片に切欠きを加工して、衝撃速度：5.103 m/sで打撃・破断させた時の容量490 Jの計装化シャルピー衝撃試験機のハンマー

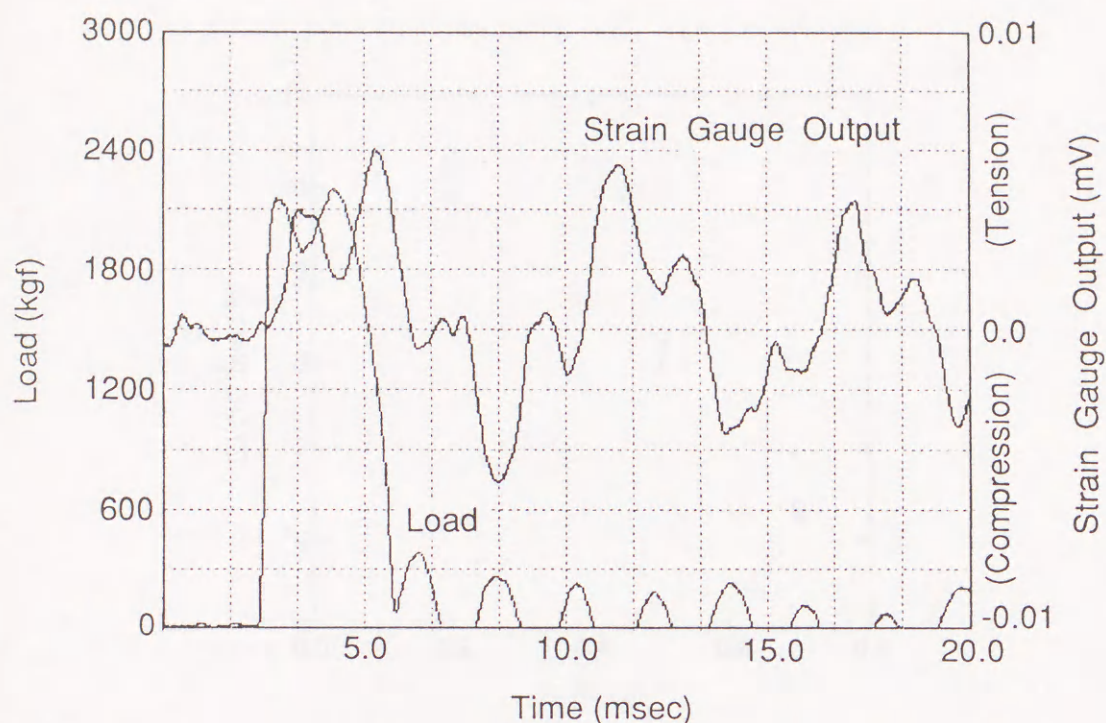


図4-11 衝撃荷重とハンマー中間部に貼付した歪ゲージの出力

中間部に貼付した歪ゲージ出力-時間曲線及び衝撃荷重-時間曲線を示す。この図より、ハンマー中間部は最大荷重点直後まで引張変形し、そして最大荷重点以降、ハンマー・アームの固有振動（振動数160Hz）にタップの固有振動（振動数525Hz）が重畳した振動数で変形を繰り返すというハンマー・アーム及びアンビルに比べて複雑な変形挙動を呈することがわかった。

3. 1. 4 高剛性試験片コンプライアンスの衝撃速度変化

図4-12に高剛性試験片の弾性コンプライアンスの衝撃速度変化を示す。ただし、弾性コンプライアンスは高剛性試験片が塑性変形しない、比較的、低衝撃速度域で試験して求めたものである。ハンマー・アーム及びアンビルの弾性コンプライアンスの衝撃速度変化と同様に、試験片コンプライアンスも衝撃速度の増加とともに減少している。そこで、ここでは主に、試験片コンプライアンスが衝撃速度の増加とともに減少する理由について考察する。

図4-13は最大荷重（弾性変形内の）の衝撃速度変化、図4-14は変形量の衝撃速度変化で、図4-12に示した弾性コンプライアンスを算出するために使用

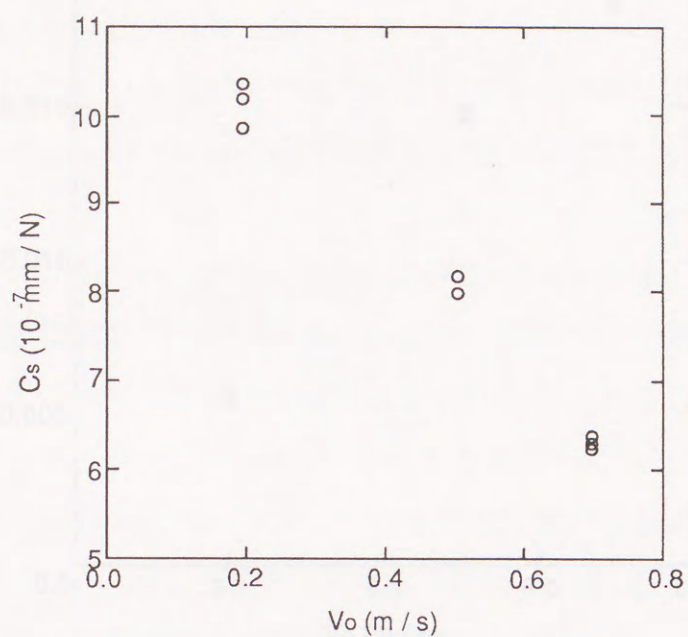


図4-12 高剛性試験片の弾性コンプライアンスの衝撃速度変化

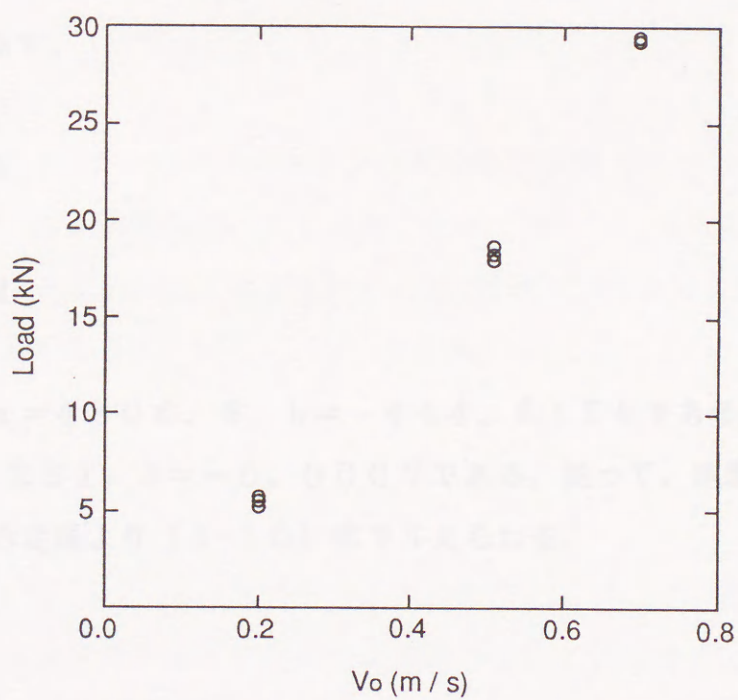


図4-13 高剛性試験片衝撃荷重の衝撃速度変化

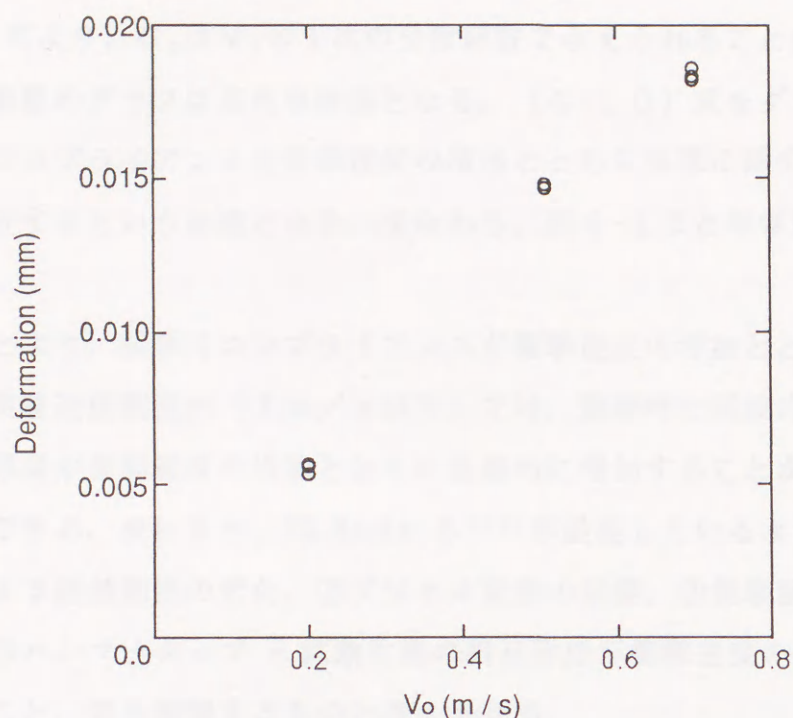


図4-14 高剛性試験片変形量の衝撃速度変化

した荷重と変形量である。いずれも衝撃速度の増加とともに直線的に増加している。そこで、図4-13の最大荷重 P と衝撃速度 V_0 との関係及びそして図4-14の変形量 δ と衝撃速度 V_0 の関係を最小2乗近似して求めた式を(4-8)式及び(4-9)式に示す。

$$P = a V_0 + b \quad (4-8)$$

$$\delta = c V_0 + d \quad (4-9)$$

(4-8)式で $a = 4806.8$, $b = -444.8158$ である。また(4-9)式で $c = 0.0261$, $d = -0.0007$ である。従って、試験片コンプライアンス C_s はその定義より(4-10)式で与えられる。

$$\begin{aligned} C_s &= \delta / P \\ &= (a V_0 + b) / (c V_0 + d) \\ &= (a / c) + ((b c - a d) / c) / (c V_0 + d) \end{aligned} \quad (4-10)$$

(4-10) 式より、 C_b は V_0 の 1 次の分数関数で与えられることがわかる。また、1 次の分数関数のグラフは直角双曲線となる。(4-10) 式をグラフで表した場合、試験片コンプライアンスは衝撃速度の増加とともに急激に減少し、その後は一定値に漸近するという曲線となる。すなわち、図 4-12 とほぼ同様な形状の曲線となる。

以上のことより、試験片コンプライアンスが衝撃速度の増加とともに減少する理由は、本実験速度範囲内 (1 m/s 以下) では、衝撃時に試験片に負荷される荷重及び変形量が衝撃速度の増加とともに直線的に増加することが支配的であるためと説明できる。更にまた、TH. Macke ら⁽¹³⁾ が提案しているような、①接触面積の増加による接触剛性の変化、②ブリネル変形の影響、③衝撃面近傍の材料の塑性硬化等のハンマータップ - 試験片間の相互作用が衝撃速度の変化にともなって変化すること、等も影響するものと考えられる。

ところで、弾性衝撃梁理論によると、重量 P のおもりが高さ h から落下して重量 W 、長さ l の梁に衝突した時、梁に生じる最大曲げ応力 σ_{\max} は $h/\delta_s \gg 1$ ならば、(4-11) 式で与えられる⁽¹⁴⁾。

$$\begin{aligned}\sigma_{\max} &= (E I V_0) / (C_b Z) \sqrt{(3 K / k)} \\ &= P l / 4\end{aligned}\quad (4-11)$$

(4-11) 式で、 K は $k = W/P$ のみよって決まる定数である。また $C_b^2 = E I g / \gamma A$ であり、 E : 弾性係数、 I : 断面 2 次モーメント、 A : 横断面積、 g : 重力加速度、 γ : 比重量、 Z : 断面係数、 V_0 : 衝撃速度である。更に (4-11) 式を P について変形すると、(4-12) 式を得る。

$$P = (4 E I V_0) / (C_b Z l) \sqrt{(3 K / k)} \quad (4-12)$$

(4-12) 式より、 P は V_0 に比例することがわかる。従って、図 4-13 に示した最大荷重と衝撃速度の結果は理論的にも裏付けされることがわかる。

3. 2 歪ゲージ法の正当性

歪ゲージ法による試験片弾性コンプライアンスの測定は、測定手順が複雑なため誤差が入り易いこと、及び以下の問題点を有している。

すなわち、弾性梁理論に従うならば、両端支持梁の弾性コンプライアンスは負荷方向の変形量を付加荷重で除した値と定義される⁽¹⁵⁾。従って、弾性梁理論に即して弾性コンプライアンスを測定するには、両端支持梁表面（高剛性試験片に歪ゲージを貼付した位置と同じ。図4-3参照）に歪ゲージを貼付すべきである。しかしながら、シャルピー衝撃試験で使用される3点曲げ型の切欠付試験片の場合、そのような位置に歪ゲージを貼付することは不可能であり、それゆえ歪ゲージ法では、歪ゲージを切欠の真横（図4-4参照）に貼付し、試験片の変形量を測定している。また、中央部に集中荷重を受ける両端支持梁の任意断面に生じる応力・歪は、中立軸からの距離が大きいほど大きく、試験片表面で最大となる⁽¹⁶⁾。従って、歪ゲージ法によって測定される試験片変形量は過小に測定されるおそれがある。更に、延性材料では切欠先端近傍には強変形域が存在し⁽¹⁷⁾、そのような位置で測定した変形は試験片の弾性変形挙動を代表しているとはいえない。以上のようなことから、歪ゲージ法によって測定される C_s の正当性を検証するために、SS41鋼及び6061-T6A1合金の無溝試験片を使用し、弾性梁理論に従った位置（図4-3のA位置）及び歪ゲージ法の位置（図4-3のB位置）の2カ所に歪ゲージを貼付して C_s を求め、それを理論値（（4-5）式による計算値）と比較した。

測定結果を表4-2に示す。それぞれの値は2本の試験片について行った結果の

表4-2 歪ゲージ貼付位置による試験片コンプライアンスの比較
(単位: 10^{-5} mm/N)

Material	CS1A (A)	CS1B (B)	CSTh (C)	CS2 (D)	(A - B) / A	(B - C) / B
SS41	9.433	9.262	8.411	8.965	1.81%	9.188%
6061 - T6	28.53	27.52	25.69	26.39	3.54%	6.649%

平均値である。表4-2の中で、 C_{s1} は変位を歪ゲージ出力から（4-5）式を使用して変位を求め、算出した試験片コンプライアンスで、添字AはA位置、添字

BはB位置に歪ゲージを貼付したことを意味する。また C_{sTh} は(4-5)式による計算値である。更に参考として変位をクリップゲージを使用して測定し、算出した試験片コンプライアンスを C_{s2} として示す。SS41鋼及び6061-T6A1合金とも、歪ゲージをB位置に貼付して求めた C_s (C_{s1B})は理論値(C_{sTh})より、SS41鋼の場合9.188%、6061-T6A1合金の場合6.649%過大に評価している。またA位置とB位置とで比較すると、A位置の方がSS41鋼:1.81%、6061-T6A1合金:3.54%程度 C_s を過大に評価している。理論値の計算に使用したヤング率の精度あるいは C_s の測定精度等を勘案すれば、歪ゲージ法により、ほぼ正確な C_s が測定できているものと考えられる。

3. 3 全コンプライアンス C_t 及び試験片コンプライアンス C_s の測定結果

図4-15に C_t の衝撃速度変化、図4-16に C_s の衝撃速度変化を示す。PSZ以外、切欠付試験片の結果である。高剛性試験片と同様に、PSZ及びSS41鋼の場合、 C_t 及び C_s は衝撃速度の増加とともに減少している。そして、その減少の度合は衝撃速度0~1.0 m/sの範囲で顕著である。

ところで、シャルピー衝撃試験機のような振子型試験機の場合、ハンマーの減速は必ず生じる現象である。そしてハンマー減速の度合は C_t 及び C_s に影響する。また延性材料の場合、試験片打撃点にはブリネル変形が発生し、それは C_t に影響する。従って、図4-15及び図4-16に示した C_t 及び C_s の衝撃速度変化は見掛けのものであると考えられる。そこで、図4-15に示した C_t の衝撃速度変化及び図4-16に示した C_s の衝撃速度変化に対して、ハンマー速度の減少及びブリネル変形の影響を補正し、より正確な C_t 及び C_s を算出した。

3. 3. 1 ハンマー速度の減少の影響

前述したように、シャルピー衝撃試験機のような振子型試験機の場合、衝撃試験中におけるハンマー速度の減少は必ず生じ、その度合は試験片の質量や変形・破壊抵抗等の試験片材料に固有な性質に加え、衝撃速度あるいは付加エネルギー割合(試験片吸収エネルギー/付加エネルギー)等の試験条件によっても異なる。

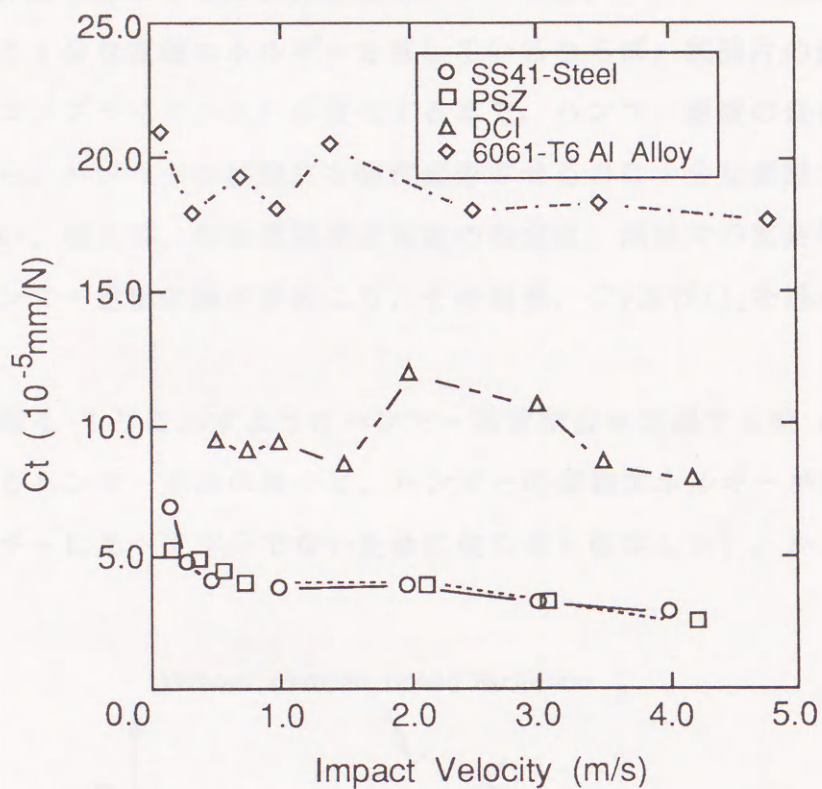


図4-15 全コンプライアンスの衝撃速度変化

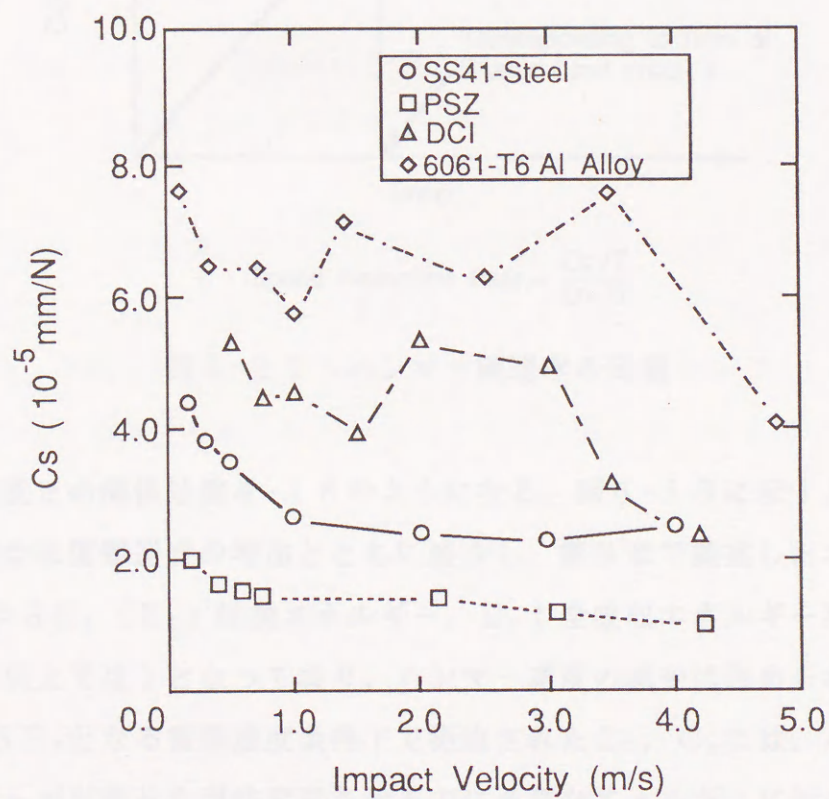


図4-16 試験片コンプライアンスの衝撃速度変化

C_t , C_s の評価に関係する弾性変形領域においては、ハンマーが試験片を弾性変形させるのに十分な運動エネルギーを有しているならば、試験片の変形抵抗（あるいは弾性コンプライアンス）が変化するまで、ハンマー速度の変化は生じない。しかしながら、ハンマーが試験片を弾性変形させるのに十分な運動エネルギーを有していない、例えば、極低衝撃速度試験の場合は、試験片の変形抵抗が変化する以前にハンマー速度の減少が起こり、その結果、 C_t 及び C_s を過小に評価することになる。

そこで、図4-17に示すようにハンマー減速割合を定義する時（弾性限荷重点以前に生じるハンマー速度の減少は、ハンマーの運動エネルギーが試験片の弾性変形エネルギーに比べて十分でないために生じると仮定した）、ハンマー減速割

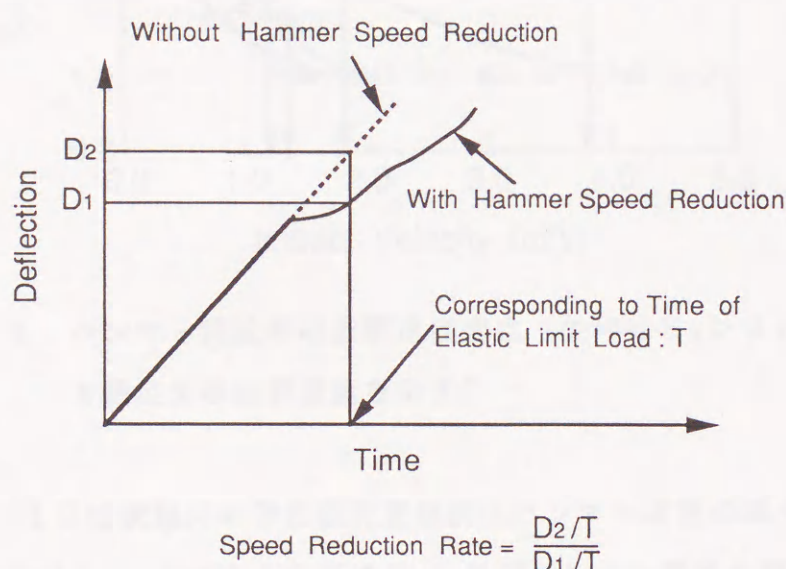


図4-17 ハンマー減速率の定義

合と衝撃速度との関係は図4-18のようになる。図4-18に示すように、ハンマー減速割合は衝撃速度の増加とともに減少し、第三章で提案したエネルギー付加条件 $E_0 > 3E_t$ （ E_0 : 付加エネルギー、 E_t : 全吸収エネルギー）が満足される衝撃速度以上では1となっており、ハンマー速度の減少は認められない。従って、 $E_0 > 3E_t$ となる衝撃速度条件下で測定された C_t , C_s には、ハンマーの運動エネルギーが試験片を弾性変形させるのに必要なエネルギーに比べて十分でないことに起因して生じるハンマー減速の影響は含まれておらず、試験片の弾性変

形挙動を正確に評価していると解釈できる。以上のことから、 C_t 、 C_s を測定するのであれば、 $E_0 > 3 E_t$ となる衝撃速度条件下で測定すべきであるといえる。

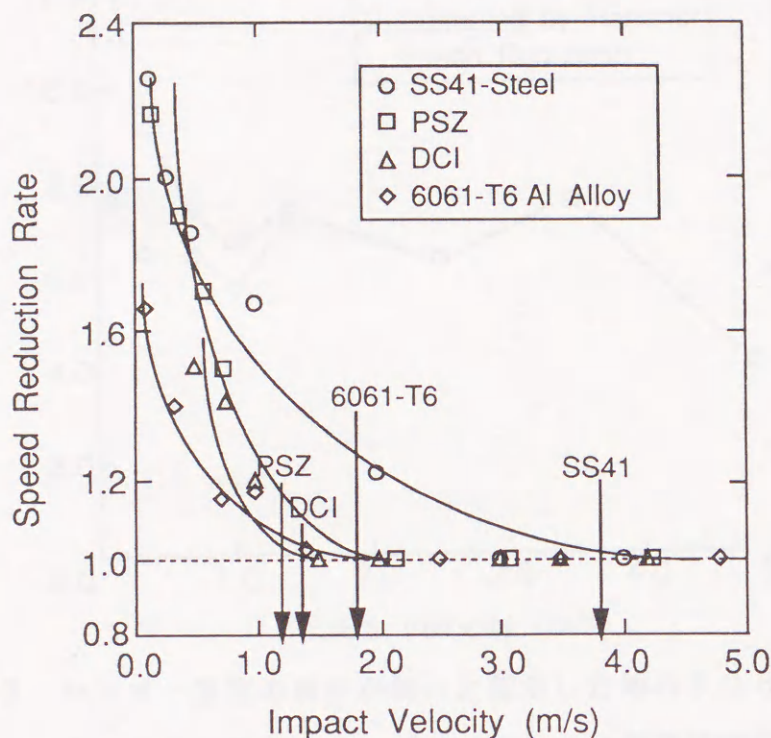


図4-18 ハンマー減速率の衝撃速度変化（矢印は $E_0 > 3 E_t$ 条件を満足する衝撃速度を示す）

一方、図4-19は試験片の弾性限荷重以前にハンマー速度の減少は無いと仮定して算出した6061-T6 Al合金の C_s 、及びハンマー減速を補正していない測定ままの C_s の衝撃速度変化である。ハンマー速度の減少が著しい低衝撃速度域での C_s はかなり過小に評価されていることがわかる。また、このことはその他の供試材についてもいえる。

3.3.2 ブリネル変形の影響

C_s を算出する上で、試験片の変位は試験片表面に貼布された歪ゲージにより測定される。一方 C_t の場合は、ハンマー回転軸に装着されたポテンシオメータにより計測される。従って、 C_t 及び C_s を測定する上で最も大きな相違は変位の測定

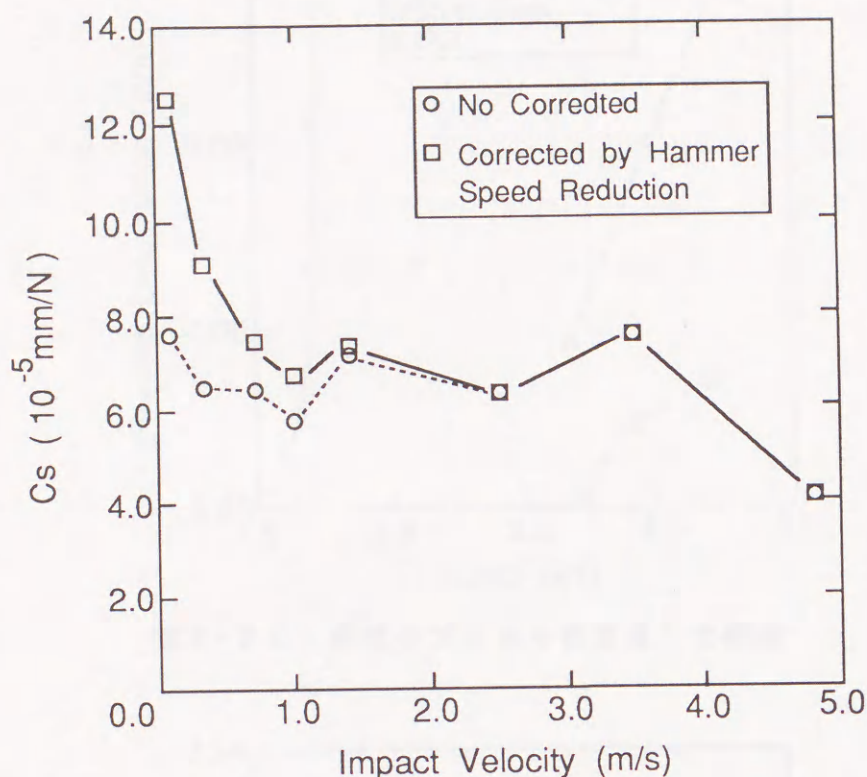


図4-19 ハンマー速度の減少が無いと仮定した時の6061-T6
Al合金の試験片コンプライアンスの衝撃速度変化

方法にある。ハンマー回転軸に装着されたポテンシオメータは、試験片打撃点に生じるブリネル変形量が多い材料ほど変位を大きく測定し、そして C_t を過大に評価する。一方、変位が歪ゲージによって測定される C_s の場合、歪ゲージがブリネル変形領域外に貼付されているのであれば、ブリネル変形の大小・有無は関係しない。図4-4に示すように、歪ゲージの貼付位置は切欠先端真横で、最もブリネル変形量の大きい6061-T6 Al合金でも、その最大荷重点までの大きさは0.1mm程度である。従って、歪ゲージ法により測定される変位はブリネル変形に影響されず、試験片の曲げ変形のみによる変位を測定していると考えてよい。またこのことは、コンプライアンス補正を行うことにより、シャルピー衝撃試験機の弾性変形に消費されたエネルギーを補正できるだけでなく、ブリネル変形形成のためのエネルギーも補正可能ということである。

図4-20は衝撃速度2.0 m/sにおける最大荷重点までのブリネル変形量と荷重との関係を示した図で、図4-21はブリネル変形量と変位との関係を示した

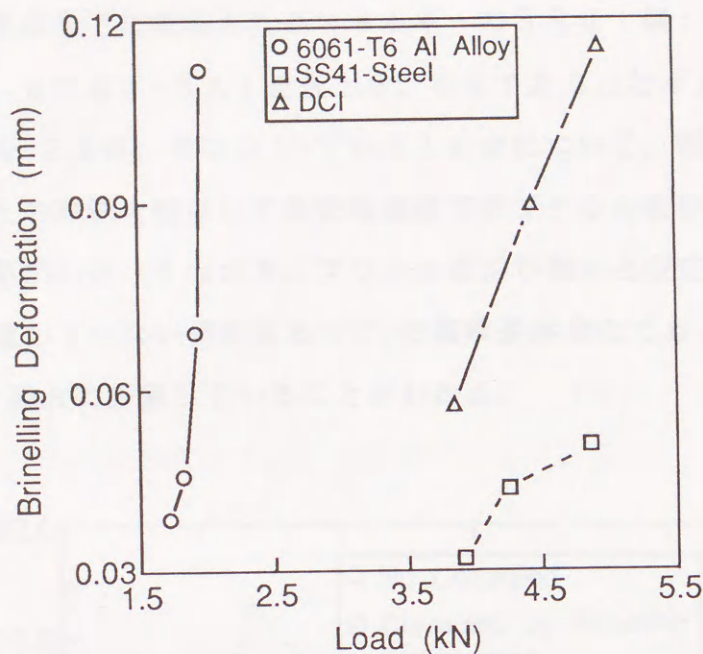


図4-20 荷重とブリネル変形量との関係

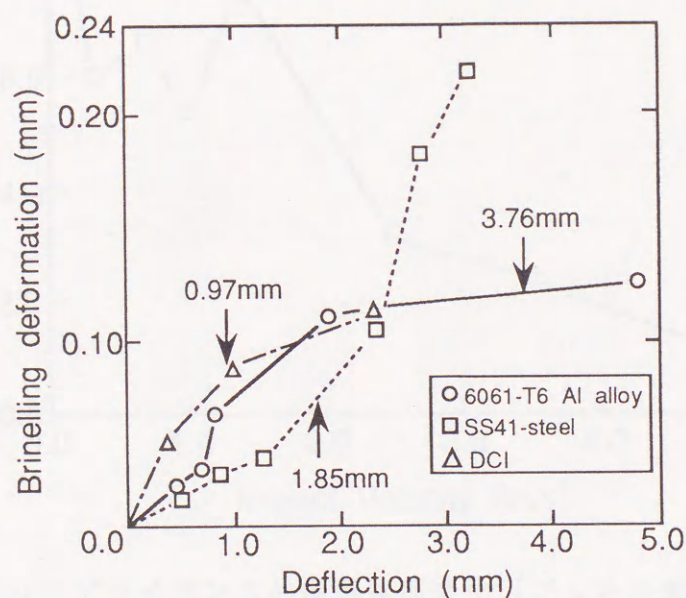


図4-21 試験片変形変位とブリネル変形量との関係
(矢印は弾性限変位を示す)

図である。いずれも、SS41鋼、DCI及び6061-T6Al合金の切欠付試験片について、ストップ・ブロック試験法により測定した結果である。荷重の増加とともにブリネル変形量は増加し、同一荷重でもブリネル変形量は試験片の材質により異なることがわかる。更に、ブリネル変形形成のために消費されたエネ

ルギーは最大荷重点までに吸収されるエネルギーのSS41鋼：5.0%，DCI：14.7%，6061-6Al合金：6.4%であることが上記結果よりわかった。また，図4-22は，6061-T6Al合金について，図4-21のブリネル変形量と変位との関係を使用して弾性限変位でのブリネル変形量を求め，弾性限変位に加えて算出した（すなわち，ブリネル変形が無いと仮定した） C_t 及びブリネル変形を考慮していない測定ままの C_t の衝撃速度変化である。高衝撃速度域では C_t をかなり過大に評価していることがわかる。

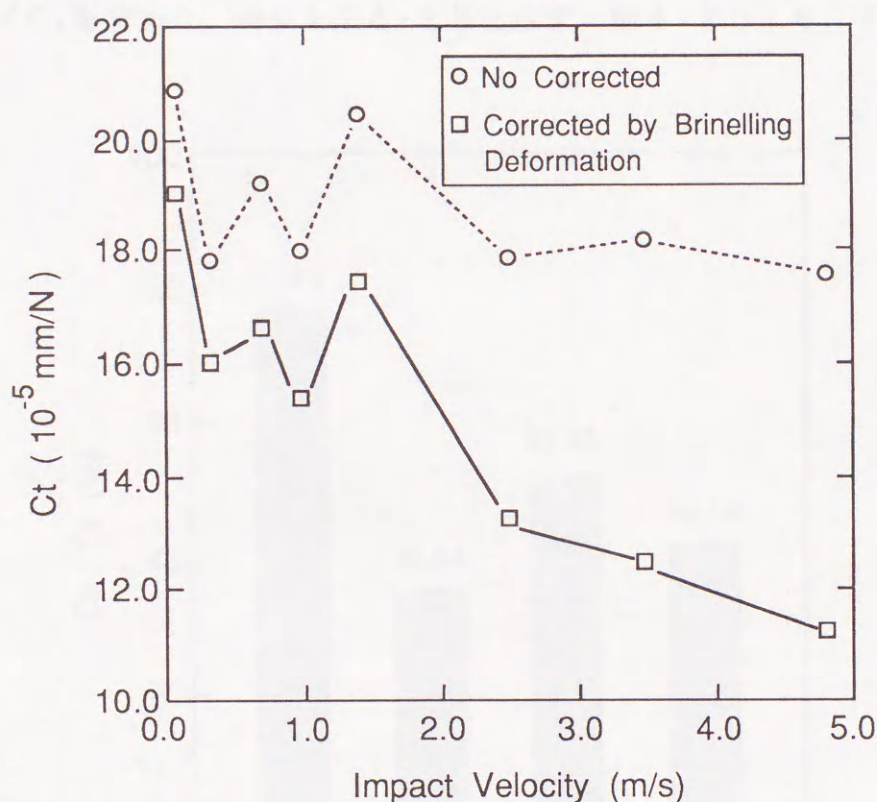


図4-22 全コンプライアンスの衝撃速度変化（ブリネル変形量が無いと仮定した場合との比較，6061-T6Al合金）

ところで，アンビル部と接触する試験片2点支持部にもブリネル型の変形は生じる。より正確な C_t を算出するためには，その影響も考慮しなければならないが，その量は試験片打撃点に形成されるブリネル変形量に比べて約1/10程度と小さく，本研究では無視できるものとして扱った。今後，その影響も考慮に入れて検討すべきと考えている。

3. 4 吸収エネルギー補正法の必要性

3. 3の結果より、正確な C_s を求めるにはハンマー速度の減少の影響を、また正しい C_t を求めるにはハンマー速度の減少の影響に加え試験片打撃点に発生するブリネル変形の影響を補正しなければならないことがわかった。そこで、弾性変形領域ではハンマー速度の減少は無く、試験片打撃点にはブリネル変形は発生しないという仮定により C_t 、 C_s を求め、それらより、最大荷重点までに吸収されたエネルギーのうち試験片の曲げ変形及び破壊に消費されたエネルギーの割合を示す C_s/C_t を求めた。結果を図4-23に示す。図4-23より、PSZ、DC

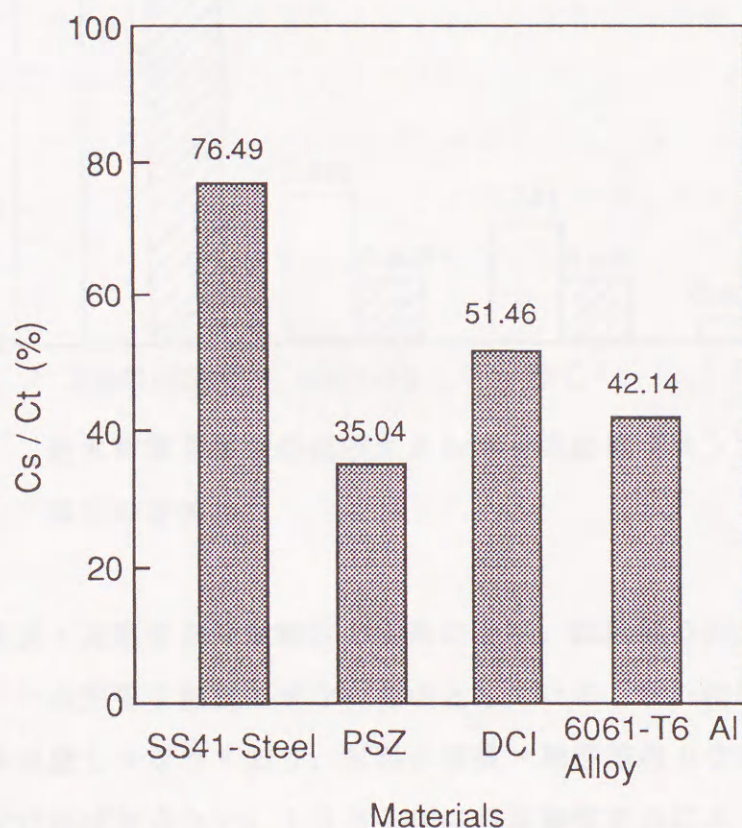


図4-23 各供試材の C_s/C_t 値の比較

I, 6061-T6 Al 合金では測定された最大荷重点までの吸収エネルギーのうち、約1/2程度しか試験片の曲げ変形・破壊のエネルギーとして消費されていないことがわかる。従って、無補正の吸収エネルギーから評価された靱性はかなり過大に評価されている可能性があるといえる。また図4-24は最大荷重点まで

に吸収されたエネルギーについて、コンプライアンス補正を行ったものを行っていないものとを比較した図である。コンプライアンス補正を行うことにより、6061-T6 Al 合金とDCIとの差が小さくなっていることがわかる。

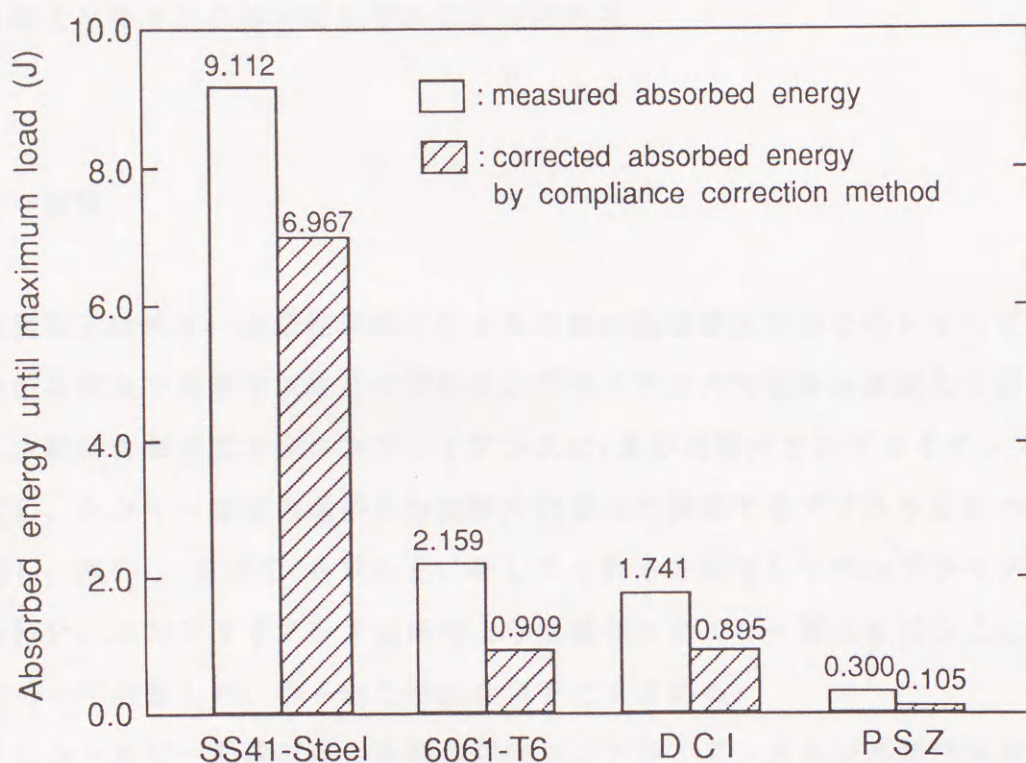


図4-24 最大荷重点までの吸収エネルギーの比較（コンプライアンス補正の有無）

材料の高強度・高靱性化は試験片の変形に比べ、試験機や治具の変形を相対的に大きくし、その影響を無視できないものとしている。また材料の設計条件あるいは使用条件は厳しくなっており、材料の強度・靱性等の力学的性質はより厳密に評価されなければならない。1981年に日本機械学会によって標準化されたJSME S 001「弾塑性破壊靱性 J_{IC} 試験方法」では、3点曲げ試験における治具の変形及び試験片のへこみによって生じる変位の誤差の補正法を付録として記載し、その方法を用いて補正した荷重-荷重線変位関係から、吸収エネルギーを算出することを推奨している⁽¹⁸⁾。また、1986年制定された「ファインセラミックスの弾性率試験方法（JIS R 1602）」では、試験片の材料と同一もしくはそれより高い弾性率を有する材料を使用して、試験片と同じ長さ及び幅で、試験片厚さ

の4.6倍以上の補正用試験片を作製し、これを用いて試験片の測定と同じ荷重域における変位量を測定し、補正することを規定している⁽¹⁹⁾。計装化シャルピー衝撃試験法により測定される靱性値あるいは動的破壊靱性値の信頼性をより高めるために、計装化シャルピー衝撃試験法においてもこのようなエネルギー補正法の確立と普及が必要不可欠であると思われる。

4. 結論

本実験ではまず、高剛性試験片による比較的低衝撃速度域でのシャルピー衝撃試験機各部及び高剛性試験片の弾性コンプライアンスの衝撃速度変化を測定した。次に広範な衝撃速度で全コンプライアンス C_t 及び試験片コンプライアンス C_s を測定し、ハンマー速度の減少及び試験片打撃点に発生するブリネル変形の影響を補正し、真の C_s 及び C_t を求めた。そしてそれらを使用してコンプライアンス補正を行い、コンプライアンス補正のような吸収エネルギー補正を行うことの必要性について考察した。得られた結論を以下にまとめる。

(1) シャルピー衝撃試験機各部の弾性コンプライアンス及び高剛性試験片の弾性コンプライアンスは衝撃速度に依存し、衝撃速度の増加とともに減少することがわかった。その理由は衝撃荷重及び変形量が衝撃速度と比例して増加することが支配的であると考えられる。

(2) 歪ゲージ法により測定した静的な C_s 値と理論値との差異はSS41鋼：9.188%，6061-T6Al合金：6.649%で、理論値の計算に使用したヤング率の精度及び測定精度等を勘案すれば、歪ゲージ法により、ほぼ正確な C_s が測定できていると考えられる。

(3) 各供試材とも C_s 及び C_t は衝撃速度1 m/s以下で衝撃速度の増加とともに急激に減少する。

(4) ハンマー速度の減少及びブリネル変形の影響を補正して求めた C_s 、 C_t は試験片の弾性変形挙動を正確に反映していると考えられる。

(5) 最大荷重点までの吸収エネルギーのうち試験片の曲げ変形及び破壊に消費されたエネルギーの割合は、SS41鋼：76%，PSZ：35%，DCI：5

1%, 6061-T6Al合金: 42%である。

(6) 従って、コンプライアンス補正を施していない吸収エネルギーから評価された靱性はかなり過大に評価されており、正確な破壊靱性値を評価するためには、コンプライアンス補正法のような吸収エネルギー補正法が必要である。

参考文献

- (1) J.R.Rice, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, Vol.35(1968), p.379
- (2) P.C.Paris, H.Tada, A.Zahoor and H.Ernst, ASTM STP 668, (1979), p.3.
- (3) D.R.Ireland, ASTM STP 563, (1974), p.3.
- (4) 小林俊郎, 松原 等, 上田淑完, 鉄と鋼, Vol. 67 (1981), No. 14, p. 2216.
- (5) 小林俊郎, 新家光雄, 小出芳弘, 松沼健二, 日本金属学会誌, Vol. 50 (1986), No. 2, p. 229.
- (6) J.A.Begley and W.A.Logson, Scientific Paper 71-1E7-MSFRF-P1, Westinghouse Research Laboratory, (1971).
- (7) P.T.Lum and C.H.Curll, ASTM STP 626, (1977), p.21.
- (8) ASTM, Standard Method of Test for INSTRUMENTED IMPACT TESTING OF PRECRACKED SPECIMENS OF METALLIC MATERIALS (Draft 2d), (1981).
- (9) 高橋 賞, 河井正安, ひずみ測定入門 (1990), p. 63, [大成社].
- (10) 高橋 賞, 河井正安, ひずみ測定入門 (1990), p. 25, [大成社].
- (11) 例えば, S.Timoshenko著, 鶴戸口英善, 国尾 武訳, 材料力学-上 (1977), p. 169, [東京図書].
- (12) 小林俊郎, 松原 等, 藤井 斎, 上田淑完, 鉄と鋼, Vol. 68 (1982), No. 13, p. 1839.
- (13) Th.Macke, E.Martin, J.J.Balette and J.M.Quenisset, Eng.Frac. Mech., Vol.37(1990), No.4, p.831.
- (14) 日本機械学会編, 機械工学便覧 (1987), p. A4-39, [日本機械学会]
- (15) 例えば, S.Timoshenko著, 鶴戸口英善, 国尾 武訳, 材料力学-上 (1977), p. 88, [東京図書].

(16) 例えば, S.Timoshenko 著, 鶴戸口英善, 国尾 武訳, 材料力学-上
(1977), p. 90, [東京図書] .

(17) 例えば, 青木 繁, 大塚昭夫, 市川昌弘, 駒井謙治郎, 大路清嗣, 宮田
隆司, 大谷隆一共著, 破壊強度学 (総合材料強度学講座5)
(1985), p. 57, [オーム社] .

(18) 日本機械学会, 弾塑性破壊靱性 J_{IC} 試験方法 (JSME S 001),
(1981) .

(19) 日本規格協会, 日本工業規格「ファインセラミックスの弾性率試験方法
(JIS R 1602)」, (1986) .

第V章 脆性材料の動的破壊靱性試験法 に関する基礎的検討

1. 緒言

第II章から第IV章において、計装化シャルピー衝撃試験法により延性材料の動的破壊靱性値を評価する手法について検討し、動的破壊靱性評価システムを開発することができた。一方、最近における先端材料にはセラミックスや金属間化合物等脆性材料が多く、その靱性評価法の開発が強く望まれている。しかし、このような場合には、慣性による振動波の出現等の問題が大きく、難しい問題が山積しているのが実状であり、今後の課題とされている。このため本章では、脆性材料の衝撃試験法に関する開発を行う上で最も基本的な重要な衝撃時に発生する振動波を抑制し、正確な荷重-時間曲線を記録するための実験及びその結果について報告するものである。

脆性材料の破壊は高速で起こるため、動的負荷条件下で正確な荷重-時間曲線を記録することは難しい。W.L.Serverは、弾性破壊力学パラメータ K_{Ic} の評価に必要な荷重-時間曲線を正確に記録するための試験条件として2つの条件を提案し、その2つを満足する衝撃速度で試験することを推奨している⁽¹⁾。

一方、最近のデジタル計装化技術の急速な進歩及びより正確な破壊力学的解析の必要性から、データ処理の方法は、「荷重値をあるサンプリング時間で離散化し、パソコン等に伝送した後、様々な処理を行う」というように変化してきている⁽²⁾。従って、正確な荷重-時間曲線を記録するためには、上記2つの条件から決定される衝撃速度に見合うサンプリング時間でデータを採取しなければならない。理想的には、破壊時間に対して十分短いサンプリング時間でデータを採取すればよいが、実際には、計測機器の性能（演算・記憶容量）及び処理時間等から制限される。このように考えると、サンプリング時間は正確な荷重-時間曲線を記録する上で重要な因子であるといえる。しかしながら、サンプリング時間の影響及びその最適値決定方法に関して十分に明確にされているわけではない。そこで本研究では最初に、荷重-時間曲線に及ぼすサンプリング時間の影響につい

て検討し、衝撃速度及びサンプリング時間の決定方法について言及する。

ところで、衝撃速度及びサンプリング時間に加え、試験片の寸法も荷重-時間曲線に重畳する振動挙動に影響を与えと考えられる。そこで2番目の研究として、試験片の寸法を種々変え、荷重-変位曲線に重畳する振動挙動に及ぼす試験片寸法の影響について検討した。3番目に、衝撃試験における振動波の発生を抑制する方法として提案されている衝撃吸収材を用いる方法⁽³⁾に関して、その妥当性及び有効性について検討した。また、荷重-時間曲線に重畳する振動波は試験片-ハンマー・タップ間及び試験片-アンビル間の相互作用に起因する。従って、一部の研究者らにより提唱されている衝撃試験機のアンビルを取り去り、ハンマーの慣性荷重のみで試験片を破壊させる1点曲げ試験法(one point bending test)^{(4)・(5)}は振動波を軽減できる方法であると考えられる。このため4番目に、1点曲げ試験法により求めた衝撃応答曲線と3点曲げ試験により求めた衝撃応答曲線⁽⁶⁾について比較し、両試験法の相違について考察した。

2. 脆性材料の衝撃速度及びサンプリング時間の決定方法に関する検討

2. 1 実験方法

2. 1. 1 供試材及び試験片形状

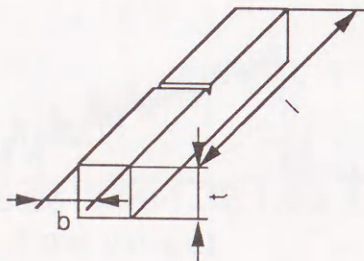
本実験に供した材料は3種類の異なるブレンド剤を添加したPMMAで、いずれも脆性的な変形・破壊挙動を示す(以下、便宜的にA材、B材、C材と称す)。また、各供試材の試験片形状を表5-1にまとめる。

2. 1. 2 計装化シャルピー衝撃試験

本実験では容量14.7Jのコンピュータ援用計装化シャルピー衝撃試験機(詳細は第II章参照)を使用した。そしてA材については、衝撃速度: 0.621 m/s, 1.076 m/s, 1.513 m/s, 2.054 m/s, 2.532

表5-1 試験片寸法

Material	t (mm)	b (mm)	l (mm)	Span (mm)	Standard
A	10	4	80	60	NO.1E A (JISK7111)
B	10	4	80	60	NO.1E A (JISK7111)
C	10	5	55	40	NO.5 (JISZ2202)

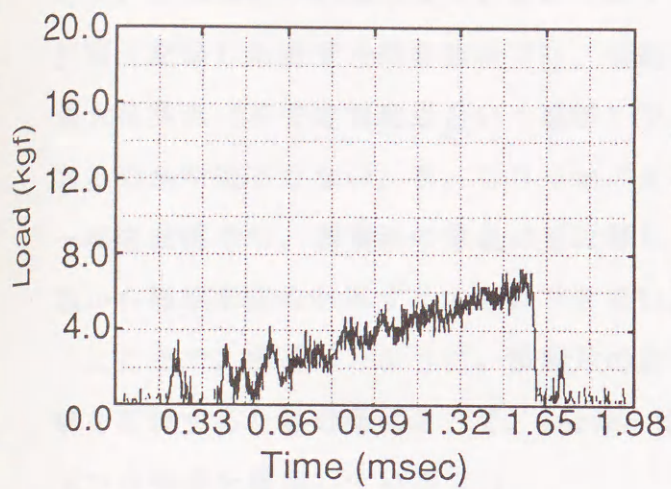


m/s, 2.933 m/s の6種類で打撃し、荷重-時間曲線を記録した。一方 B材, C材については、衝撃速度: 2.743 m/s で打撃し、サンプリング時間: 0.488×10^{-3} msec, 0.976×10^{-3} msec, 1.953×10^{-3} msec, 4.882×10^{-3} msec, 9.765×10^{-3} msec, 19.531×10^{-3} msec, 48.828×10^{-3} msec の7種類で荷重-時間曲線を記録した。更に、記録した荷重-時間曲線を GPIB を介してパソコンに伝送し、種々の解析を行った。

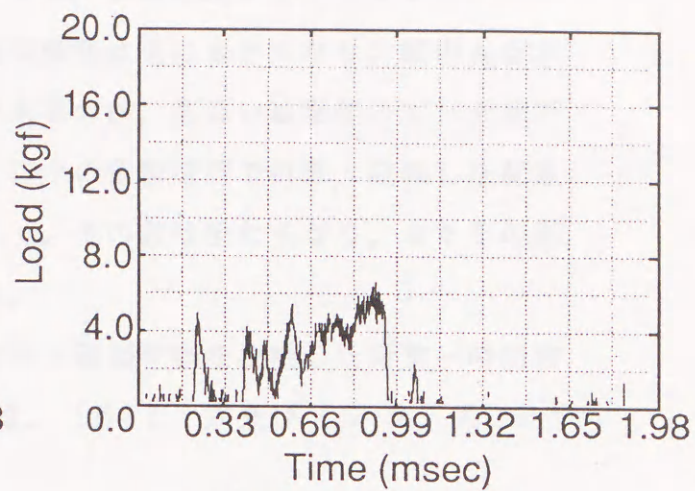
2.2 実験結果及び考察

2.2.1 荷重-時間曲線に及ぼす衝撃速度の影響

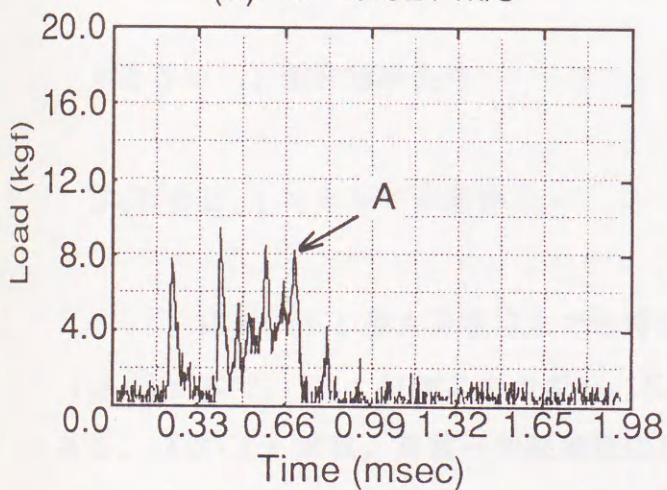
図5-1にA材の衝撃速度変化による荷重-時間曲線の変化を示す。衝撃速度: 0.621 m/s で打撃・記録した場合、荷重値は時間の経過とともに連続的に増加し、その荷重-時間曲線の形態から、弾性型脆性破壊をしていると判断できる。衝撃速度: 1.076 m/s で打撃し、記録した荷重-時間曲線では、loss of contact 現象⁽⁷⁾により振幅が大きくなり、荷重値は衝撃直後に0に落ち込んだ後、振動挙動を伴いながら時間の経過とともに増加する。そして、最大荷重値に到達した後、急激に減少している。しかしながら、この荷重-時間曲線の形態



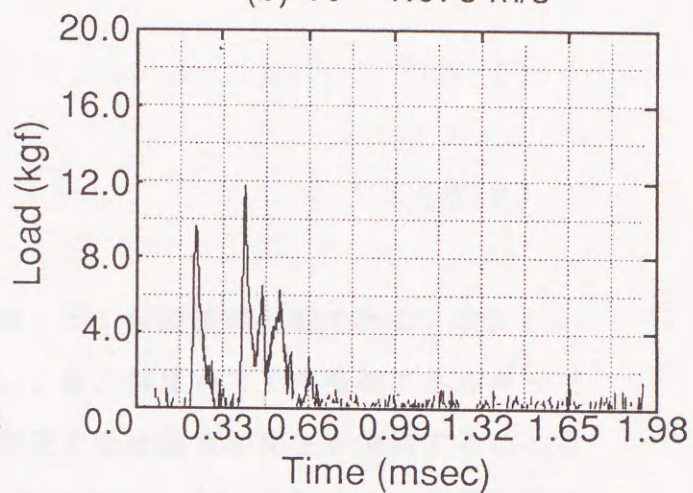
(a) $V_0 = 0.621 \text{ m/s}$



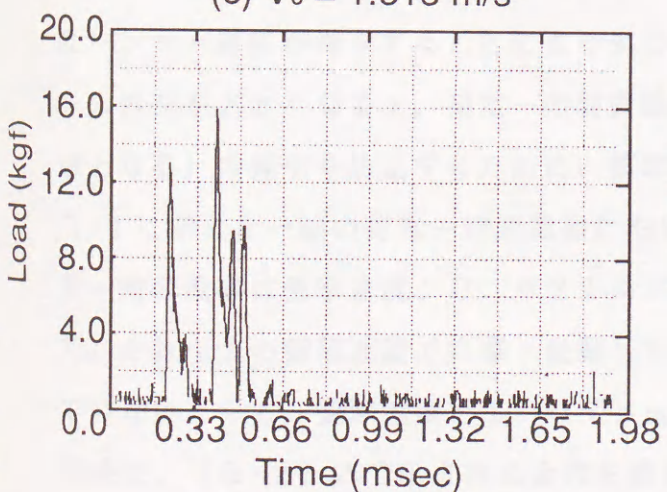
(b) $V_0 = 1.076 \text{ m/s}$



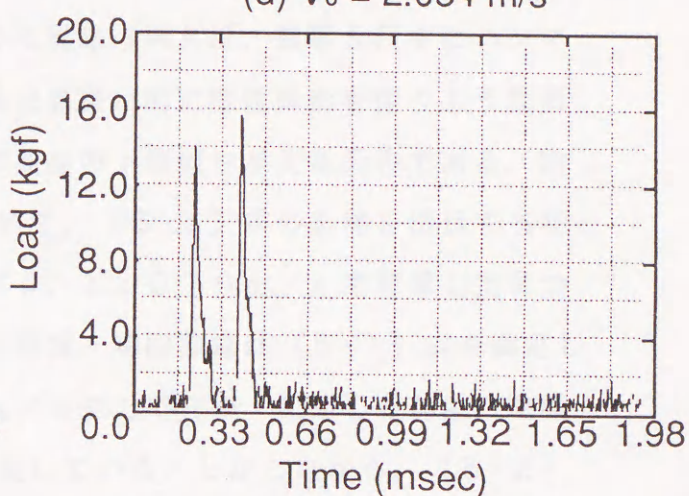
(c) $V_0 = 1.513 \text{ m/s}$



(d) $V_0 = 2.054 \text{ m/s}$



(e) $V_0 = 2.532 \text{ m/s}$



(d) $V_0 = 2.933 \text{ m/s}$

図5-1 衝撃速度変化による荷重-時間曲線の形態の変化 (A材)

から、弾性型脆性破壊をしていると判断できる。衝撃速度：1.513 m/s で打撃・記録した荷重-時間曲線では、振動の振幅は更に大きくなり、図中A点が最大荷重点（不安定開始点という意味）であるのか、あるいは振幅のピーク点であるのか明確ではない。2.054 m/s 以上の衝撃速度で打撃・記録した荷重-時間曲線では、振動波の重畳は更に著しく、その数は少なくなり、またその形態から破壊形態を判断することはできない。

ところで、前述したように、試験片の変形・破壊挙動を反映した荷重-時間曲線を記録するための条件として、Server は、(5-1) 式及び (5-2) 式に示す2つの条件を提案している⁽¹⁾。

$$t \geq 3\tau \quad ; \text{慣性効果条件} \quad (5-1)$$

$$E_0 \geq 3E_i \quad ; \text{エネルギー条件} \quad (5-2)$$

(5-1) 式で、 t ：最大荷重点までの時間、 τ ：振動波の周期である。また、(5-2) 式で、 E_0 ：付加エネルギー、 E_i ：最大荷重点までの吸収エネルギーである。(5-1) 式は、荷重-時間曲線に重畳する振動波の発生を抑制することを目的に衝撃速度の上限値を与える条件である。また、(5-2) 式は、衝撃負荷中にハンマー速度が減少することにより生じる現象（例えば、衝撃負荷中にハンマーの減速が大きくなると、荷重-時間曲線は見掛けの塑性変形を伴うような形態となる）の発生を防止するために、衝撃速度の下限値を与える条件である。図5-1に示した一連の荷重-時間曲線において、(5-1) 式の条件を満足する荷重-時間曲線は衝撃速度：0.621 m/s、1.076 m/s で打撃した2つで、それ以上の衝撃速度で打撃・記録した荷重-時間曲線は(5-1) 式を満足していない。一方、衝撃速度：1.076 m/s 以上で打撃・記録した荷重-時間曲線は、(5-2) 式で示される条件を満足している。しかしながら、(5-2) 式の条件を満足しない衝撃速度：0.621 m/s で打撃・記録した荷重-時間曲線においても、前述した“見掛けの塑性”は明瞭には観察されなかった。以上の結果より、(5-1) 式及び(5-2) 式の2つの条件を満足する荷重-時間曲線は、衝撃速度：1.076 m/s で打撃したもののみであり、従って、最も正

確に試験片の変形・破壊挙動を表しているといえる。

脆性材料の衝撃試験において、(5-1)式及び(5-2)式の条件は非常に重要なものである。しかしながら、本供試材のように、(5-2)式の条件を満足しなくても“見掛けの塑性”は観察されない場合もある。また、(5-1)式が必ずしも慣性効果を抑制しないことも指摘されている⁽⁸⁾。従って、(5-1)式及び(5-2)式で与えられる条件は、すべての脆性材料に対して適用できるものではなく、その妥当性に関しては今後詳細な検討が必要と思われる。

2. 2. 2 荷重-時間曲線に及ぼすサンプリング時間の影響

図5-2にB材のサンプリング時間の変化による荷重-時間曲線の変化を示す。サンプリング時間 $0.488 \times 10^{-3} \text{ m s e c}$ で記録した荷重-時間曲線以外は、試験片が完全に破断するまで観測することができた。サンプリング時間が大きくなるにつれて、荷重-時間曲線に重畳する高周波数成分の振動波が無くなり、更に、低周波振動波の数も少なくなっており、荷重-時間曲線の形状の変化は明白である。

ところで、サンプリング時間を決定する根拠として Shannon のサンプリング定理⁽⁹⁾がある。これは(5-3)式で与えられる。

$$\Delta t \leq 1 / (2 f_0) \quad (5-3)$$

(5-3)式で、 Δt ：サンプリング時間、 f_0 ：遮断周波数である。(5-3)式を満足するサンプリング時間でアナログ信号を離散化することにより、離散化されたデジタル信号は、アナログ信号を完全に再現することができる。従って、計装化シャルピー衝撃試験でも(5-3)式を満足するサンプリング時間で荷重、変位データは記録されなければならない。

(5-3)式を計装化シャルピー衝撃試験の荷重-時間曲線の記録に適用する上で、遮断周波数を何にするかということが重要な問題である。そこで、まず、荷重-時間曲線に重畳する振動波について考える。衝撃的な負荷が作用することに伴って発生する振動波として以下のことが考えられる。①衝撃時に発生した応力

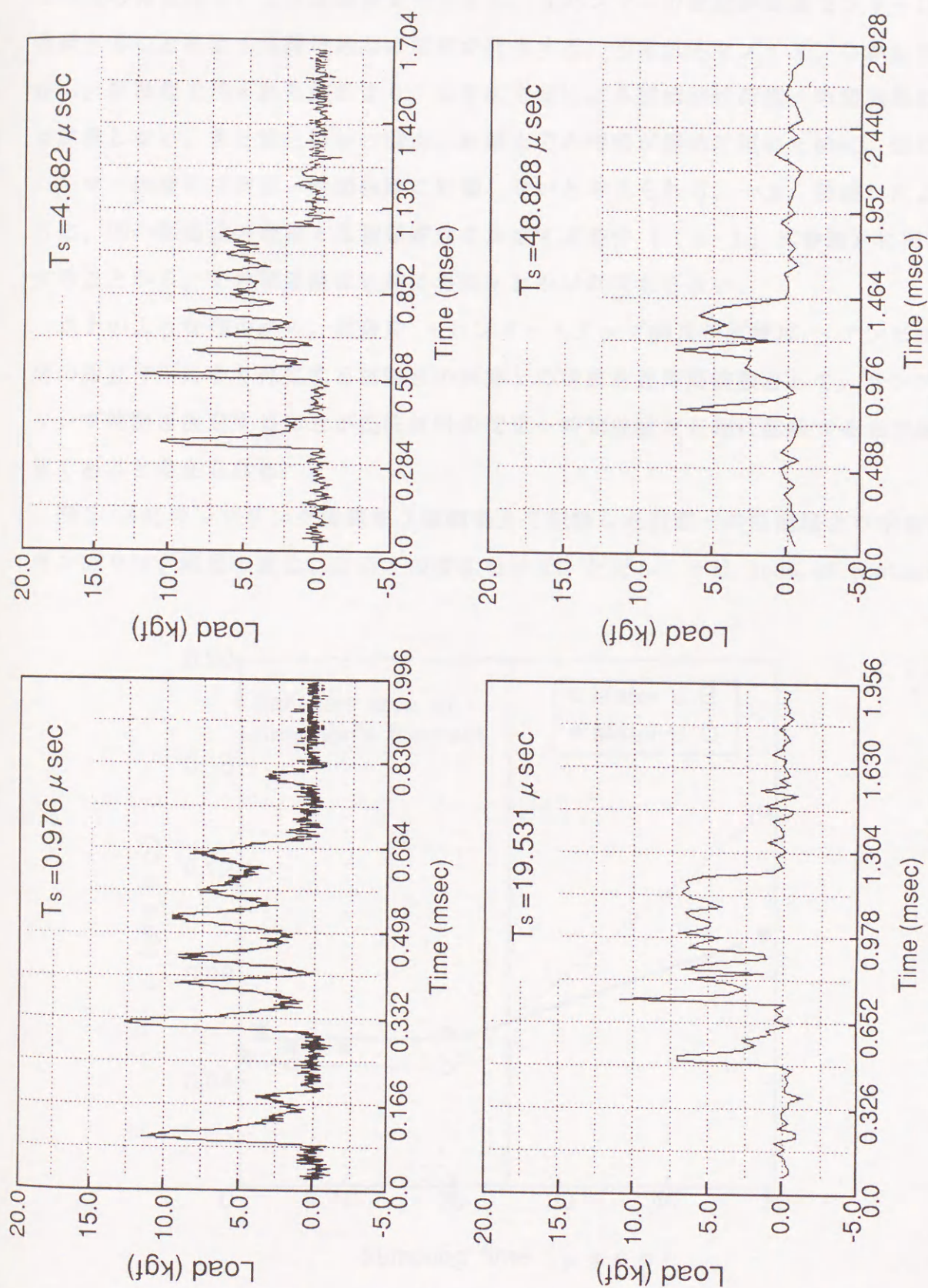


図5-2 サンプリング時間の変化による荷重-時間曲線の形態の変化 (B材)

波がハンマー内を伝播する。②試験片 - ハンマー・タップ間及び試験片 - アンビル間の相互作用により振動波を発生する。③ハンマーの変形が荷重センサーに作用することにより見掛けの振動波が発生する。④電氣的なノイズ。しかしながら、第Ⅲ章で得られた知見より、①の応力波による振動波は荷重-時間曲線には重畳しない。また脆性材料の場合、破壊までの時間が極めて短いために、③のハンマーの変形は荷重-時間曲線に影響しないと考えられる。一方、前述したように、②の振動波の周期 τ は衝撃速度を決定する条件（（5-1）式参照）に関係することから、その振動波は正確に再現されなければならない。

以上のような理由から、試験片 - ハンマー・タップ間及び試験片 - アンビル間の相互作用により発生する振動波の周期 τ の逆数を遮断周波数として、サンプリング時間を決定することが脆性材料の荷重-時間曲線を正確に記録する上で最適であると考えられる。

図5-3にサンプリング時間を7種類変えて記録した荷重-時間曲線より求めたサンプリング時間の変化による τ の変化を示す。ただし、 τ は loss of contact

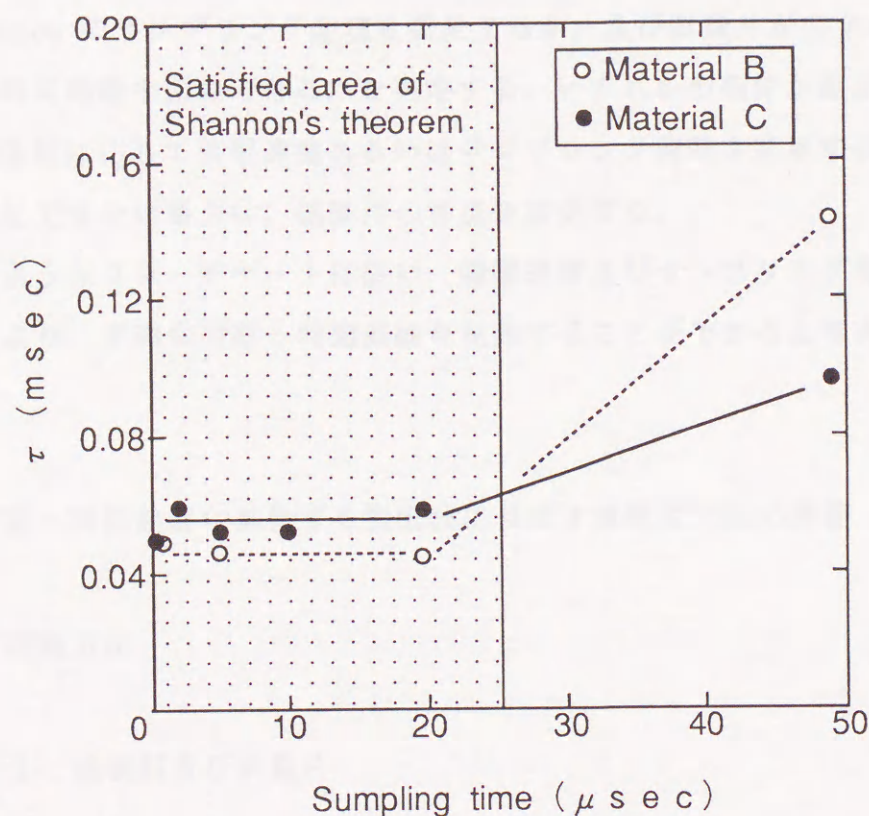


図5-3 サンプリング時間の変化による振動波周期（ τ ）の変化

を除く振動ピーク間の時間間隔の平均値である。B材及びC材とも、(5-3)式の Shannon のサンプリング定理を満足しないサンプリング時間で測定された τ は過大評価されていること、逆にいえば、Shannon のサンプリング定理を満足するサンプリング時間で測定された τ は正確に再現されていることがわかる。このことより、正確な τ を測定するためには、Shannon のサンプリング定理を満足する必要があることがわかった。

2. 2. 3 脆性材料の衝撃速度及びサンプリング時間決定法

2. 2. 1 及び 2. 2. 2 で得られた知見をまとめ、衝撃速度及びサンプリング時間決定法をフローチャートの形で示すと図 5-4 のように書くことができる。すなわち、任意の衝撃速度 (V_0) で打撃し、任意のサンプリング時間 (T_{s0}) で荷重-時間曲線を記録する。そして記録された荷重-時間曲線より吸収エネルギー (E_t)、振動波の周期 (τ)、破壊時間 (T_f) を求める。これらの値を使用して、(5-1) 式の慣性効果条件、(5-2) 式のエネルギー条件そして (5-3) 式の Shannon のサンプリング定理を満足するか、及び試験片が完全に破断するまで荷重-時間曲線を記録できるかを判定する。いずれかの条件が満足されない場合、その条件に応じて衝撃速度あるいはサンプリング時間を変更する。それでも条件を満足できない場合は、試験片の寸法を変更する。

以上のようなフローチャートに従い、衝撃速度及びサンプリング時間を決定することにより、正確な荷重-時間曲線を記録することができると考える。

3. 荷重-時間曲線に重畳する振動波に及ぼす試験片寸法の影響

3. 1 実験方法

3. 1. 1 供試材及び試験片

本実験では、PMMA、ポリアミド、ナイロン及び粉碎結晶性シリカ粒子（平

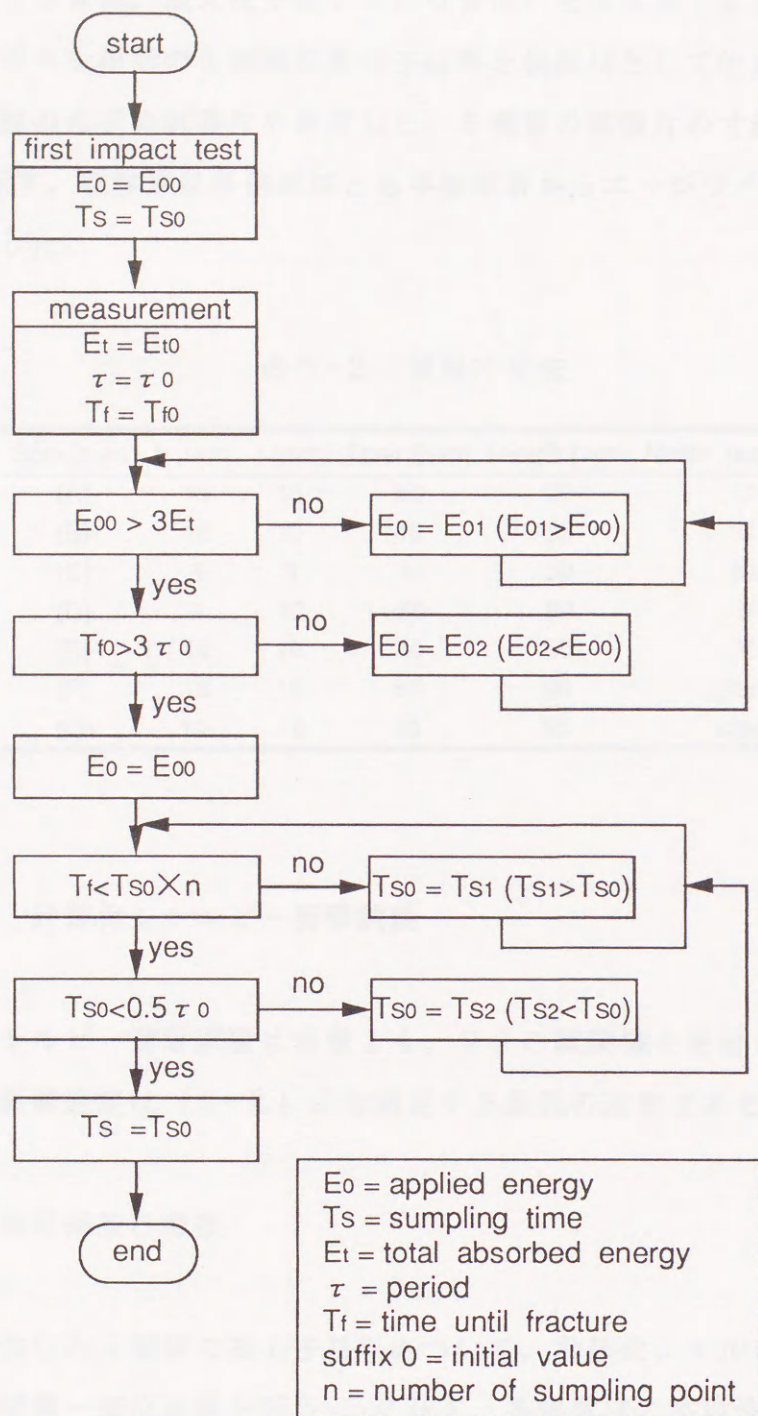


図5-4 脆性材料の衝撃試験における付加エネルギー及び
サンプリング時間の決定フロー

均粒子径：36 μm ，最大粒子径：150 μm ）を64 mass %含んでいるシリカ充填エポキシ樹脂の4種類の高分子材料を供試材として使用した。また本研究では5種類の形状の試験片を使用した。5種類の試験片の寸法及び切欠形状を表5-2に示す。試験片は各供試材とも平板試料からエッジワイズ方向に機械加工により採取した。

表5-2 試験片寸法

Specimen	b (mm)	t (mm)	Span (mm)	Length (mm)	Notch geometry
(A)	15	15	60	90	U
(B)	10	10	40	55	U
(C)	4	6	40	50	slit
(D)	4	10	60	80	V
(E)	10	10	40	55	V
(F)	15	15	60	90	crack
(G)	10	10	40	55	crack

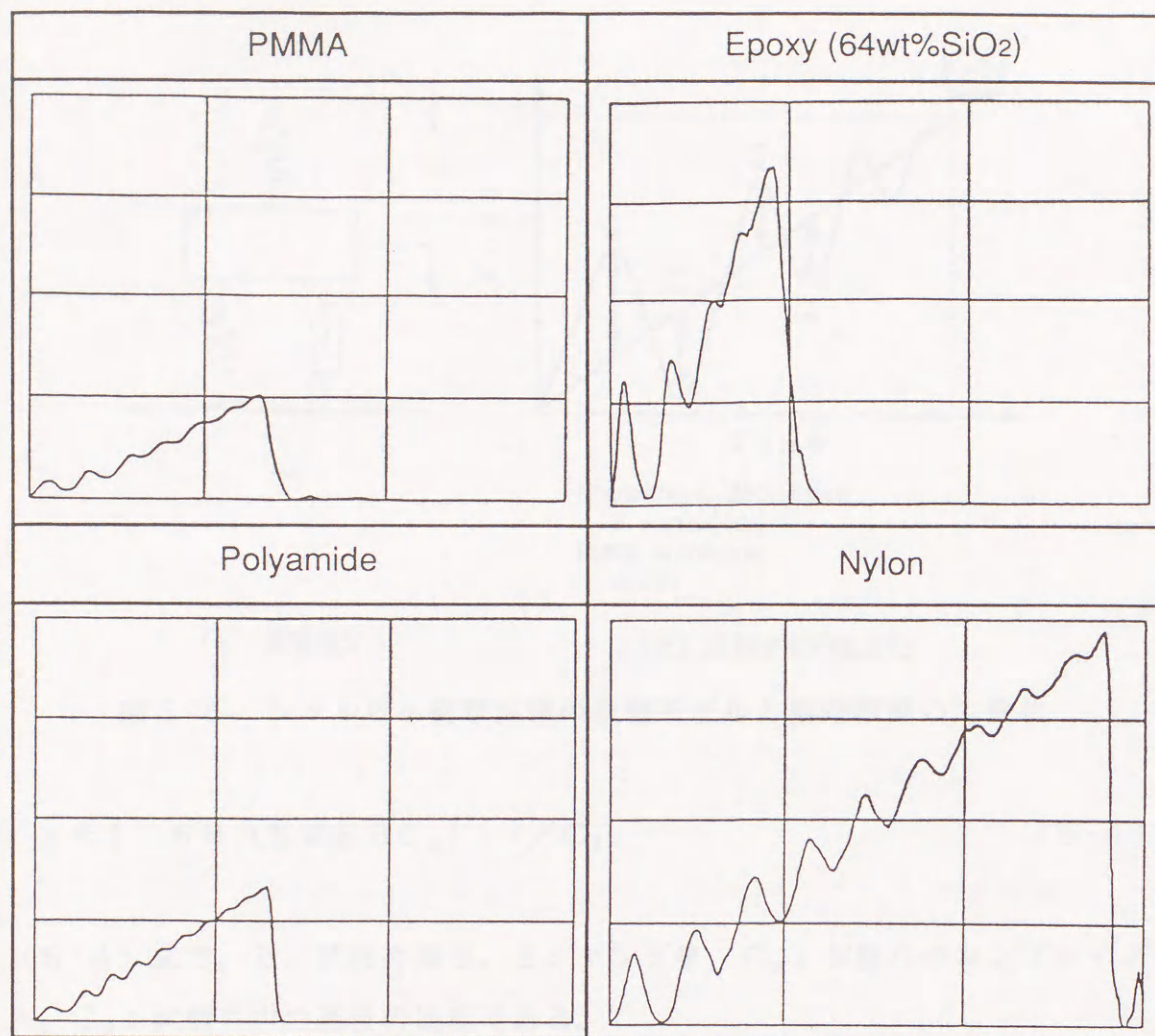
3. 1. 2 計装化シャルピー衝撃試験

計装化シャルピー衝撃試験は容量14.7 Jの試験機を使用して大気中・室温で行った。衝撃速度は(5-2)式を満足する最低の速度である。

3. 2 実験結果及び考察

本研究に供した4種類の高分子材料について、計装化シャルピー衝撃試験により記録した荷重-変位曲線を図5-5に示す。各供試材とも脆性型の荷重-変位曲線を呈し、最大荷重点まで振動波が重畳している。

ところで、シャルピー衝撃試験は図5-6(a)に示す振動系と考えることができる^{(10)・(11)・(12)}。また、図5-6(a)に示す振動系において、試験片が弾性型の脆性破壊をする場合、その時間応答は図5-6(b)に示すような直線的な載荷に振動波が収束する曲線になると考えられる^{(10)・(11)・(12)}。そこで、各供試材の破壊発生までの時間 $t_f \geq 3\tau^{(1)}$ を満たす荷重-時間曲線に関して、図5-6

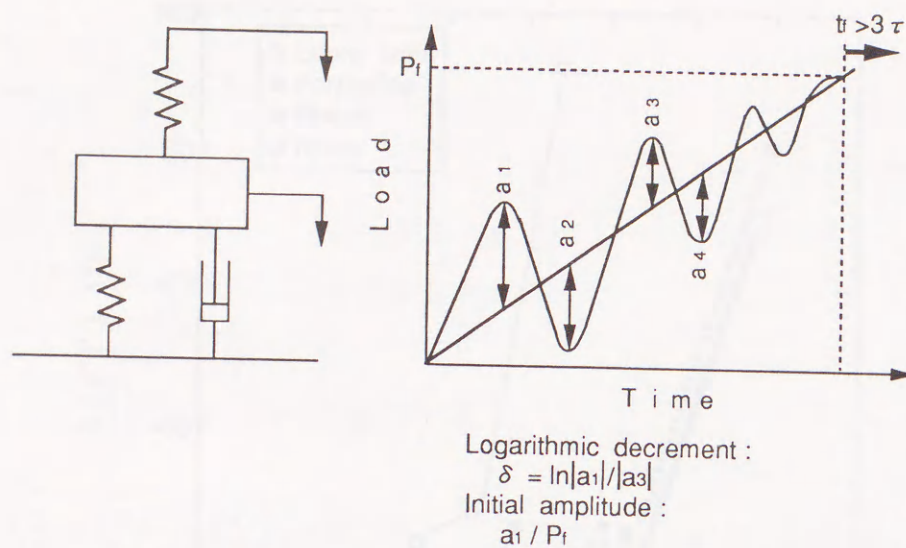


Vertical axis : Load (100N / div.)
Horizontal axis : Deflection (0.2mm / div.)

図5-5 計装化シャルピー衝撃試験により記録した各供試材の荷重-変位曲線

(b) で定義される振動波の周期 τ と初期振幅/破壊荷重 (a_1/P_f) との関係を図5-7に示す。また、振動波の周期 τ と振動波の対数減衰率 δ について測定した結果を図5-8に示す。いずれの供試材についても、振動波の周期 τ の短い試験片形状の方が初期振幅率 a_1/P_f が小さく、対数減衰率 δ も大きく、振動波が抑制されやすいことがわかる。

一方、Server は衝撃時に生じる振動波の周期 τ を (5-4) 式のように経験的に与えている⁽¹⁾。(5-4) 式は、振動波の周期 τ と試験片寸法とは比例関係にあり、試験片寸法が小さくなれば振動波の周期 τ も小さくなるということを意味している。



(a) 振動モデル

(b) 振動挙動の定量化

図5-6 シャルピー衝撃試験の振動モデルと振動挙動の定量化

$$\tau = 1.68 (SWEBC_s)^{1/2} / C_0 \quad (5-4)$$

(5-4) 式で、B：試験片厚さ、E：ヤング率、 C_s ：試験片のコンプライアンス、 C_0 ：試験片中の縦波の速度である。

本供試材について、(5-4) 式より求めた τ と荷重-時間曲線から求めた τ とはほぼ一致し、(5-4) 式が適用できることを確認している。従って、図5-7 及び図5-8 に示す振動波の周期 τ と初期振幅率 a_1 / P_f 及び対数減衰率 δ との関係及び(5-4) 式の振動波の周期 τ と試験片寸法との関係より、より小型の試験片の使用は荷重-変位曲線に重畳する振動波の振幅を小さくし、そして早く減衰させることがわかる。しかしながら、試験片を小型化することによって靱性値の変動が増加することも懸念される。今後この様な観点からの検討も必要であると考えられる。

4. 衝撃吸収材の有効性に関する検討

4.1 実験方法

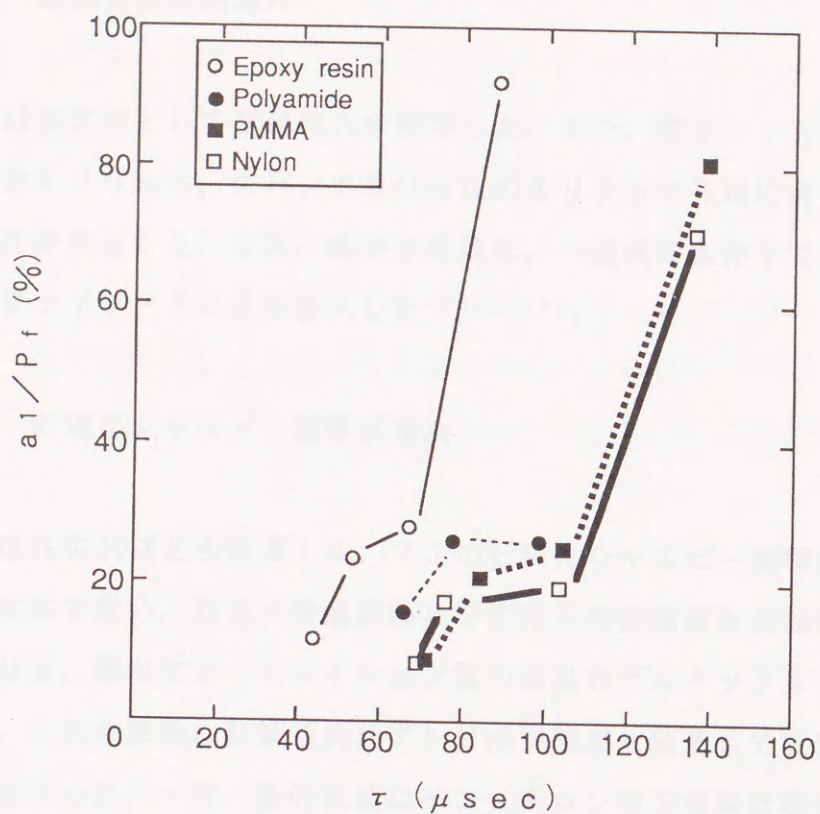


図5-7 振動波の周期 (τ) と初期振幅率 (a_1/P_f) との関係

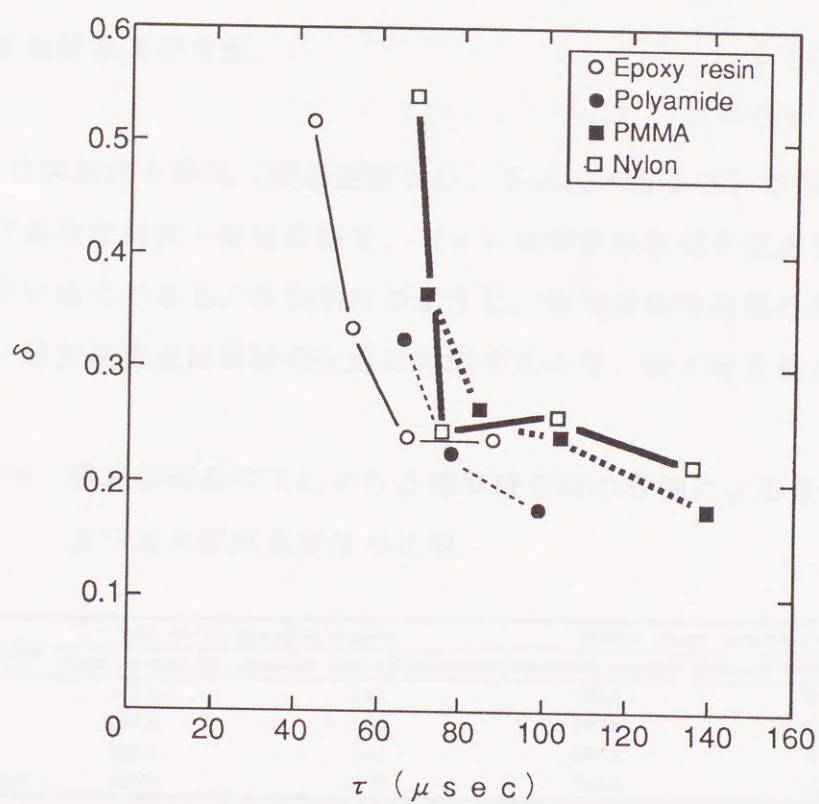


図5-8 振動波の周期 (τ) と対数減衰率 (δ) との関係

4. 1. 1 供試材及び試験片

本実験では供試材としてPMMAを使用した。また、厚さ：15mm、幅：15mm、長さ：90mm、スパン：60mmのスリットの先端に疲労予き裂を負荷した試験片を使用した。なお、疲労予き裂は、一定負荷条件下でポップ・イン式あるいはデッドロードにより導入した^{(13)・(14)}。

4. 1. 2 計装化シャルピー衝撃試験法

衝撃試験は各供試材とも容量14.7Jの計装化シャルピー衝撃試験機を用いて大気中・室温で行い、荷重－時間曲線及び変位－時間曲線を記録した。使用した衝撃吸収材は、(株)日本オートメーション製の商品名ゲルナックN-30（厚み2mm）で、これを試験片打撃点及びアンビル支持部に装着して計装化シャルピー衝撃試験を行った。一方、静的試験はインストロン型万能試験機を使用して行った。

4. 2 実験結果及び考察

図5-9は試験片を静的（変位速度：0.5mm/min）に3点曲げ負荷し、記録した代表的な荷重－変位曲線で、（a）は衝撃吸収材を使用した場合、（b）は使用しない場合である。本供試材のように、弾性型脆性破壊の形態を呈する材料の場合、最大荷重点は破壊発生点に対応するので、最大荷重値及び最大荷重点

表5-3 静的負荷条件下における衝撃吸収材の有無による最大荷重値及び最大荷重点変位の比較

Test number	With shock - absorbing material		Without shock - absorbing material	
	Maximum load (N)	Maximum load deflection (mm)	Maximum load (N)	Maximum load deflection (mm)
1	264.8	2.62	279.5	0.422
2	264.8	2.82	289.3	0.410
3	250.1	2.82	287.3	0.388
Average	259.9	2.75	285.4	0.407

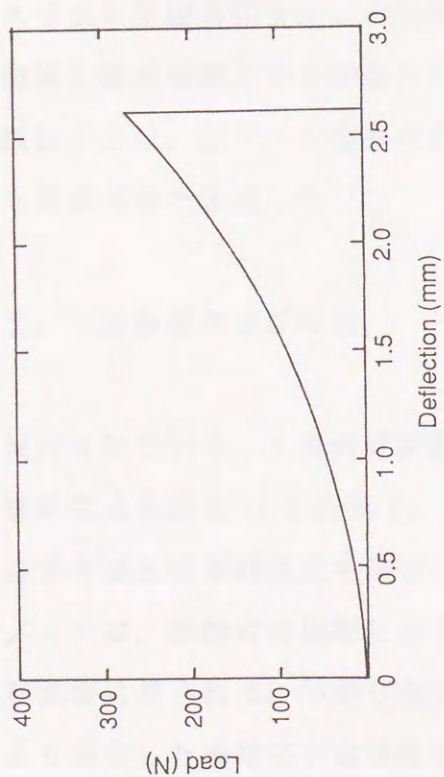
変位を正しく測定することは重要なことである。そこで、衝撃吸収材を使用した場合と使用しない場合とで、最大荷重値及び最大荷重点変位がどのように変化するかを調べた。その結果を表5-3に示す。衝撃吸収材を使用することにより、最大荷重値は約10%程度低下し、最大荷重点変位は衝撃吸収材を使用しない場合の約7倍となった。一定の衝撃エネルギーのもとで応力も変形も十分小さくすることは困難であるから、衝撃吸収材は衝撃時の荷重軽減のために変形をある程度犠牲にして柔構造とし、できるだけ衝撃エネルギーが吸収されるような構造とすることが多い⁽¹⁵⁾。このような衝撃吸収材の本質的な特性が静的試験においても認められた。

図5-10は、試験片を衝撃速度： 1.980 m/s で計装化シャルピー衝撃試験した時の荷重-変位曲線で、(a)は衝撃吸収材を使用した場合、(b)は使用しない場合である。衝撃吸収材の有無で、荷重-変位曲線の形態は劇的に変化し、衝撃吸収材を使用しない場合に観察された振動波は衝撃吸収材を使用することによって完全に消失している。ところで、衝撃吸収材を使用しない荷重-変位曲線には振動波が著しく重畳しているため静的試験のように衝撃吸収材の有無による真の最大荷重値の相違を定量的に比較することができないが、衝撃吸収材の使用による荷重値の低下は静的試験の場合と同様に生じているものと思われる。

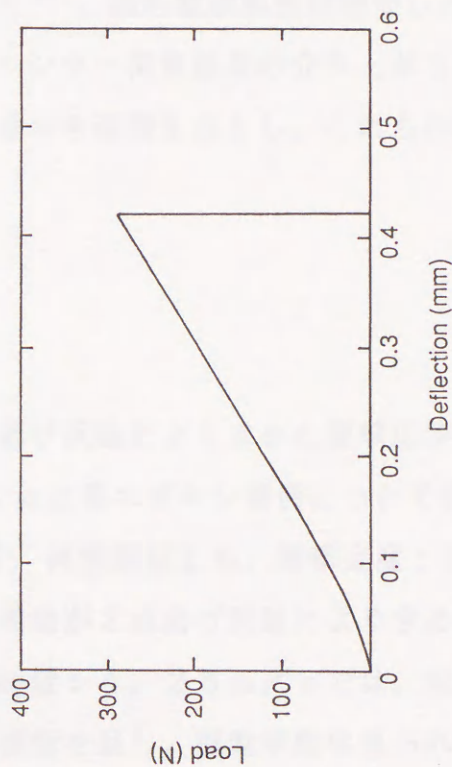
今回の実験により、衝撃吸収材の使用は振動波の発生を抑制するという面で有効であることがわかった。今後、衝撃吸収材を動的破壊靱性値を測定する上で有効利用するためには、①衝撃吸収材を使用することにより荷重立上時間が遅くなる。その影響はないか、②衝撃吸収材を使用しない場合でも、付加エネルギーは必ずしも100%試験片の変形・破壊に消費されるわけではない。衝撃吸収材を使用することにより、試験片の変形・破壊に消費されるエネルギーは変化するか、等を検討する必要がある。

5. 1点曲げ試験法と3点曲げ試験法の比較

5.1 実験方法

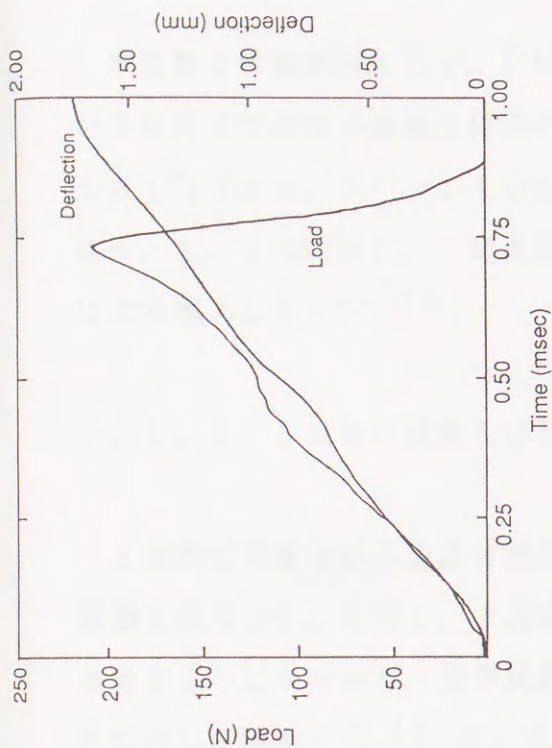


(a) 衝撃吸収材を使用した場合

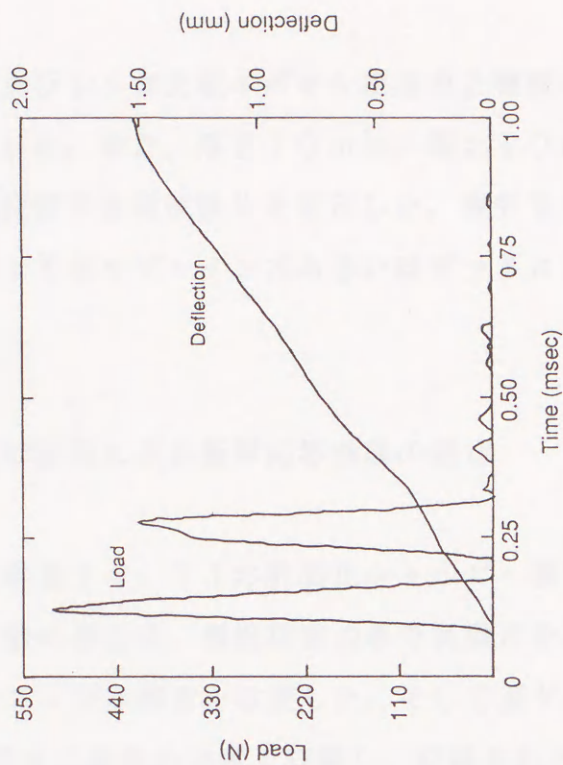


(b) 衝撃吸収材を使用しない場合

図5-9 静的3点曲げにより記録した荷重-変位曲線



(a) 衝撃吸収材を使用した場合



(b) 衝撃吸収材を使用しない場合

図5-10 計装化シャルピー-衝撃試験により記録した荷重-時間曲線及び変位-時間曲線

5. 1. 1 供試材及び試験片

本実験では供試材として、PMMA及びシリカ充填エポキシ樹脂の2種類の高分子材料及び高分子系複合材料を使用した。また、厚さ10mm、幅：10mm、長さ：55mm、スパン：40mmの疲労予き裂試験片を使用した。疲労予き裂は4. 1. 1と同様に、一定負荷条件下でポップ・イン式あるいはデッドロードにより導入した^{(13)・(14)}。

5. 1. 2 1点曲げ試験及び3点曲げ試験による衝撃応答曲線の測定

1点曲げ試験及び3点曲げ試験とも容量14. 7Jの計装化シャルピー衝撃試験機を使用した。ただし、1点曲げ試験の場合は、慣性荷重のみで試験片を破断させるようにシャルピー衝撃試験機のアンビル部分を改変した。そして歪ゲージを貼付した試験片を(5-2)式を満足する最低の速度で打撃し、記録された荷重-時間曲線及び歪ゲージ出力-時間曲線から、Kalthoffらが提唱する衝撃応答曲線(応力拡大係数履歴)を求めた⁽⁷⁾。なお、使用した歪ゲージはゲージ長2mmの半導体歪ゲージ(共和電業製：KSN-2-E3)で、これを試験片主き裂またはスリット先端真横2mmの位置に貼付した⁽⁷⁾。動的破壊靱性は測定した衝撃応答曲線と破壊時間とから評価した。なお、ハンマー荷重信号の立ち上がり点を衝撃開始点とし、歪ゲージ信号の急激な降下点をき裂発生点とし、これらの時間間隔を破壊時間と定義した⁽⁷⁾。

5. 2. 実験結果及び考察

PMMAについて、1点曲げ試験及び3点曲げ試験により求めた衝撃応答曲線と破壊発生点を図5-11に示す。また、シリカ充填エポキシ樹脂について求めた衝撃応答曲線と破壊発生点を図5-12に示す。両供試材とも、衝撃速度：3. 10m/sでは、試験片の振動に起因する振動挙動が3点曲げ試験により求めた衝撃応答曲線に見られる。しかしながら、衝撃速度：4. 28m/sでは、両試験法により測定した衝撃応答曲線はほぼ同一な形態を呈し、振動挙動は見られずス

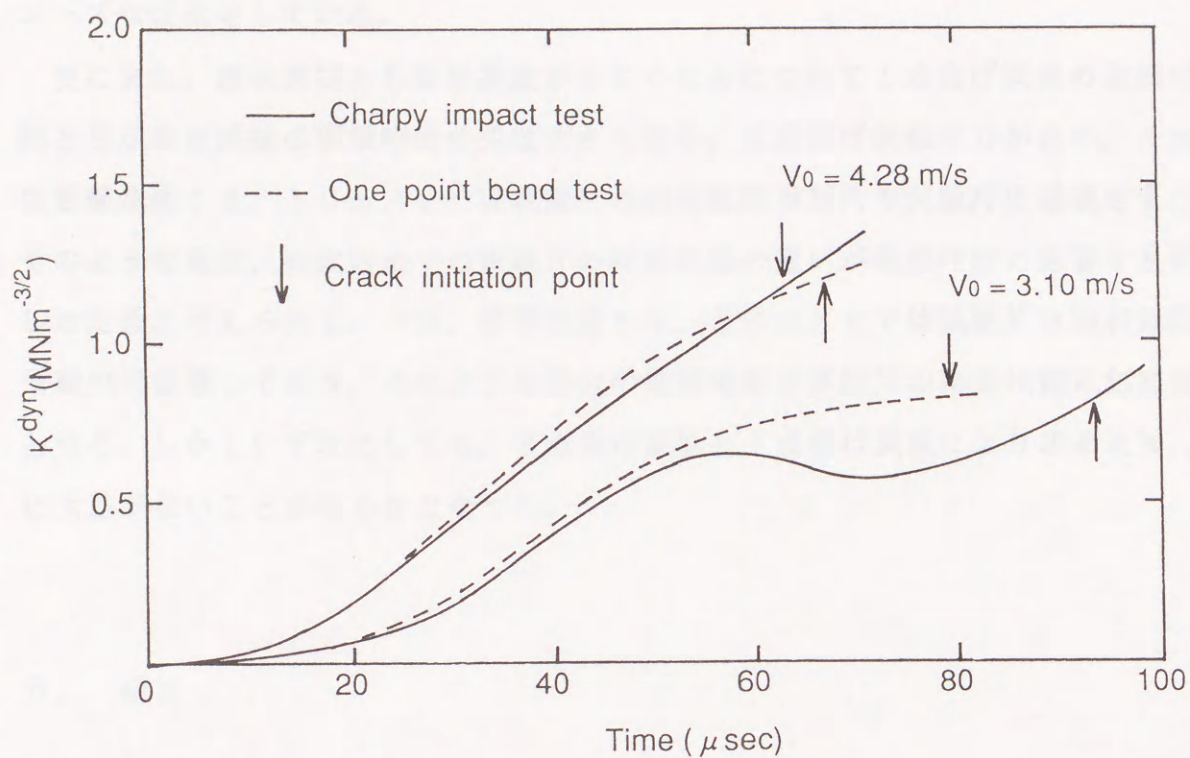


図5-11 1点曲げ試験及び3点曲げ試験により記録した衝撃応答曲線の比較 (PMMA)

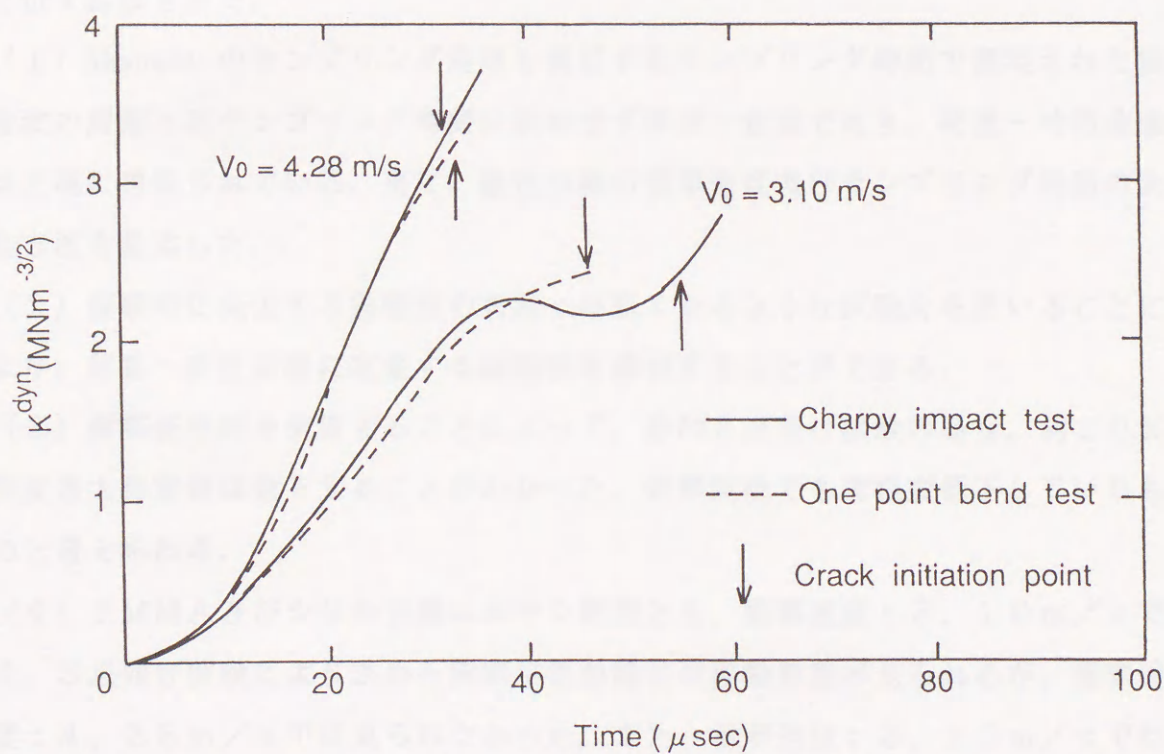


図5-12 1点曲げ試験及び3点曲げ試験により記録した衝撃応答曲線の比較 (シリカ充填エポキシ樹脂)

ムーズな変化をしている。

更にまた、両供試材とも衝撃速度が小さくなるにつれて1点曲げ試験の破壊時間と3点曲げ試験の破壊時間の差は大きくなり、3点曲げ試験の方が長い。これは衝撃速度： 3.10 m/s では試験片の固有振動周期内で試験片は破壊せず、そのような場合、両試験法での試験片の拘束状態の違いが破壊時間に影響を及ぼしたためと考えられる。一方、衝撃速度： 4.28 m/s では試験片は固有振動周期内で破壊しており、そのような場合の破壊時間は試験片の拘束状態に無関係となる。しかしいずれにしても、3点曲げ試験と1点曲げ試験により求めた K_{Id} に大差がないことが明らかとなった。

6. 結言

5種類の脆性高分子材料を使用して、試験片の変形・破壊挙動を反映した荷重-時間曲線を記録するというに着目していくつかの実験を行った結果、以下に示す結論を得た。

(1) Shannon のサンプリング定理を満足するサンプリング時間で測定された振動波の周期 τ はサンプリング時間に依存せずほぼ一定値であり、荷重-時間曲線は正確に再現されている。更に、脆性材料の衝撃速度及びサンプリング時間の決定方法を提案した。

(2) 衝撃時に発生する振動波の周期 τ が短くなるような試験片を用いることにより、荷重-変位曲線に重畳する振動波を抑制することができる。

(3) 衝撃吸収材を使用することによって、静的3点曲げ試験の場合、約10%程度最大荷重値は低下することがわかった。衝撃試験でも同程度低下しているものと考えられる。

(4) PMMA及びシリカ充填エポキシ樹脂とも、衝撃速度： 3.10 m/s では、3点曲げ試験により求めた衝撃応答曲線には振動挙動が見られるが、衝撃速度： 4.28 m/s では見られなかった。また、衝撃速度： 3.10 m/s では3点曲げ試験の方が破壊時間は長く、両試験法での試験片の拘束状態の違いが影響したものと考えられる。しかしながら、得られる動的破壊靱性値に大差はなか

った。

脆性材料の衝撃試験では、特に慣性の影響が大きいため、延性材料の場合より解析が複雑になる。しかし今後、正確な荷重-変位曲線記録方法を含めた脆性材料の衝撃試験法を確立するためには、今回検討した「衝撃速度・サンプリング時間決定方法」、「試験片寸法」、「衝撃吸収材の使用」及び「試験片支持方法」等に関する結果が極めて有用な知見となることが期待される。

参考文献

- (1) W.L.Server, J.of Testing and Evaluation, Vol.6(1978), No.1, p.29.
- (2) 小林俊郎, 松原 等, 上田徹完, 鉄と鋼, Vol. 67 (1981),
No. 14, p. 2216.
- (3) 藤森英二郎, 材料, Vol. 38 (1988), No. 429,
p. 675.
- (4) J.H.Giovanola, ASTM STP 905(1986), p.307.
- (5) M.Sakata, K.Kishimoto and S.Aoki, Adv.Frac.Res.(ICF7), Vol.1
(1989), p.827.
- (6) T.Kobayashi, K.Matsunuma, H.Ikawa and K.Motoyoshi, Eng.Frac.Mech.,
Vol.31(1988), No.5, p.873.
- (7) J.F.Kalthoff, Int.J.of Frac., Vol.27(1985), p.277.
- (8) J.F.Kalthoff, Metal Handbook Vol.8 (Mechanical Testing), (1986),
p.270, [ASM].
- (9) 例えば, 小沢慎治, デジタル信号処理, (1980), p. 17,
[実教出版欄].
- (10) J.G.Williams, Int.J.of Frac., Vol.33(1987), p.47.
- (11) J.G.Williams and G.C.Adams, Int.J.of Frac., Vol.33(1987), p.209.
- (12) J.G.Williams and M.N.M.Badi, Int.J.of Frac., Vol.39(1989),
p.147.
- (13) 野瀬哲郎, 藤井利光, 窯業協会年会講演予稿集, Vol. 1
(1986), p. 363.
- (14) 小林俊郎, 松沼健二, 井川秀樹, 本吉健也, 日本金属学会誌,
Vol. 51 (1987), p. 723.
- (15) 茶谷明義, 機械の研究, Vol. 41 (1989), No. 5,
p. 617.

第VI章 結論

計装化シャルピー衝撃試験法について数多くの研究が行われてきた。その結果、計装化シャルピー衝撃試験法の有用性が再認識され、現在計装化シャルピー衝撃試験法を規格化しようとする気運が国内・国外ともに高まってきている。一方、線形・弾塑性破壊力学に基づく破壊靱性試験法は既に確立され、広く普及している。このような状況下において、本研究は計装化シャルピー衝撃試験法に破壊力学のアプローチを導入し、動的破壊靱性試験法として確立することを目的とした。以下、本研究によって得られた結論を要約する。

第I章では、破壊力学、シャルピー衝撃試験法及びその計装化についての歴史の変遷を中心に概説した。更に本研究の目的を説明した。

第II章では、代表的な実用材料である鉄鋼、鋳鉄、アルミニウム合金及びチタン合金に関して、計装化シャルピー衝撃試験法により記録される1本の破壊靱性試験片の荷重-変位曲線から、弾塑性破壊靱性値 J_0 を算出するために必要なき裂発生点を検出するコンプライアンス変化率法、及びき裂進展抵抗 T_{mat} を評価するために必要なき裂進展量を推定するキー・カーブ法の妥当性について、ストップ・ブロック試験法の結果と比較することにより考察した。その結果、コンプライアンス変化率-変位曲線上に現れる屈曲点は鈍化打ち切り点に相当し、従ってこの屈曲点を求めることにより、き裂発生点を検出できることを明らかにした（しかし、塑性変形能が大きい材料では、き裂発生点検出精度が悪化するということが判明したが、これは例外的な例であった）。またキー・カーブ法によりほぼ妥当なき裂進展量が予測でき、1本の破壊靱性試験片の荷重-変位曲線より $J-\Delta a$ 曲線及びき裂進展抵抗 T_{mat} を得ることができることがわかった。更に、コンプライアンス変化率法及びキー・カーブ法を適用して、 J_0 値及び T_{mat} に及ぼす試験片寸法の影響について考察し、シャルピー型試験片における動的負荷条件下での試験片寸法に関する Valid 基準を推定した。その結果、ASTM E 813 法より

厳しい「 $B \geq 75 (J_d / \sigma_{ud})$ 」という条件式を得た。

以上より、コンプライアンス変化率法及びキー・カーブ法を利用することにより、計装化シャルピー衝撃試験法による動的破壊靱性評価システムを開発することに成功した。

第Ⅱ章で開発した動的破壊靱性評価法により正確な弾塑性破壊力学パラメータを求めるためには正確な荷重-変位曲線を記録することが必要である。そこで第Ⅲ章では、特にハンマー速度の減少及びハンマー自体の変形が荷重-変位曲線の形態に及ぼす影響について検討した。その結果、ハンマー速度の減少が荷重-変位曲線の形態に大きな影響を及ぼすこと、及び $E_0 > 3 E_t$ (E_0 : 付加エネルギー, E_t : 試験片が完全に破断するまでに吸収されるエネルギー) なる条件で衝撃試験を行うことにより、ハンマー減速による最大荷重点までの荷重-変位曲線の形態に変化はなく、ほぼ正確な動的弾塑性破壊靱性 J_d 値を測定できることを明らかにした。

また、荷重-変位曲線上に重畳する振動挙動及びハンマーの変形挙動をFFT解析することにより、最大荷重点以降における延性き裂進展過程での荷重-変位曲線の形態が変化すること、ハンマー内を伝播する応力波の影響よりもハンマーの固有振動に起因するハンマー自体の変形の影響が大きく、破断過程でのハンマーの減速が著しい時に現れやすいことがわかった。更に、この現象はC型ハンマーよりU型ハンマーでより顕著であることを初めて明らかにした。

ところで、計装化シャルピー衝撃試験により測定される吸収エネルギーには、試験片を曲げ変形・破断させるのに消費されるエネルギーの他に、試験機を弾性変形させるために消費されるエネルギーや、試験片を飛散させるために消費されるエネルギー等が含まれている。そのため、計装化シャルピー衝撃試験により測定される吸収エネルギーから試験片の曲げ変形・破断のみに消費されるエネルギーを算出する方法としてコンプライアンス補正法が提案されている。第Ⅳ章では、コンプライアンス補正を行う上で必要な試験機コンプライアンス及び試験片コンプライアンスに関して基礎的な実験を行った。

その結果、試験機コンプライアンス及び試験片コンプライアンスは衝撃速度に

依存し、衝撃速度の増加とともに減少することがわかった。その理由は、試験機あるいは試験片に作用する衝撃荷重及び変形量が衝撃速度の増加とともに直線的に増加することが支配的であり、理論的には、衝撃的な負荷を受ける弾性体のコンプライアンスは衝撃速度の増加とともに分数関数的に減少するためであることを示した。本章では更に、ハンマー速度の減少の影響やブリネル変形の影響を補正した試験片コンプライアンス及び全コンプライアンスにより、コンプライアンス補正法のような吸収エネルギー補正法の必要性について様々な材料に関して検討を加えた。その結果、最大荷重点までの吸収エネルギーのうち試験片の曲げ変形及び破壊に消費されるエネルギーの割合は材料により異なるが、約35~80%であり、従って、コンプライアンス補正を施していない吸収エネルギーから算出した靱性値はかなり過大に評価されていることが明らかとなった。第II章で開発した動的破壊靱性評価システムにより正確な破壊靱性値を得るためには、コンプライアンス補正法のような吸収エネルギー補正を行うことが不可避であることを示した。

第II章から第IV章までは、主に計装化シャルピー衝撃試験法により延性材料の動的破壊靱性を評価する手法及び問題点について検討した。しかし第V章では、より解析が困難で、今後の課題とされている脆性材料の衝撃試験法に関して、試験片の変形・破壊挙動を反映した正確な荷重-変位（時間）曲線を観測することに着目して研究を行った。その結果、以下に示す基礎的な知見を得ることができた。

(1) AD変換後に正確な荷重-時間曲線を再現するための衝撃速度・サンプリング時間を勘案した試験条件決定方法を提案した。(2) 衝撃時に発生し、荷重-変位（時間）曲線に重畳する振動波を抑制するためには、振動波の周期の短い試験片寸法を使用することが有効である。(3) 衝撃吸収材の振動波抑制効果は非常に効果的であるが、衝撃吸収材を使用することにより約10%程度最大荷重値が低下する。(4) 衝撃速度が大きい場合（固有振動以内の時間で破断するような衝撃速度）、試験片の拘束状態の違い（1点曲げ試験と3点曲げ試験との違い）は応力拡大係数履歴に影響しない。

以上の結果は、今後脆性材料の有効な衝撃試験方法を確立する上で基礎的かつ

重要な知見を与えるものであると考える。

本研究で開発した動的弾塑性破壊靱性評価試験方法はコンピュータ援用計装化シャルピー衝撃試験システム（CAIシステム）として既に実用化されている。これは世界的にも初めての例であり、今後計装化シャルピー衝撃試験法が標準化されるにともない、CAIシステムは簡便な動的破壊靱性評価法として、広く普及するものと期待される。また、本研究により得られた多くの知見も計装化シャルピー衝撃試験法を標準化する上で、極めて有用な情報を提供するものであると考えている。

(謝辞)

本論文は豊橋技術科学大学大学院修士課程在学中及び豊橋技術科学大学在職中の研究の成果をまとめたものです。

研究の遂行ならびに論文の作成にあたり、豊橋技術科学大学教授 小林俊郎 先生から、終始懇切なる御指導を賜りました。心から御礼申し上げます。

本論文の作成にあたり、豊橋技術科学大学教授 岡根功 先生、豊橋技術科学大学教授 本間寛臣 先生、豊橋技術科学大学助教授 新家光雄 先生から有益な御教示を賜りました。心から感謝致します。

本研究の遂行にあたり、仙台電波工業高等専門学校教授（元：豊橋技術科学大学 材料保証学研究室 助教授） 池田徹之 先生から御助言と御激励を賜りました。心から御礼申し上げます。そして、豊橋技術科学大学 材料保証学研究室（旧：鑄造材料研究室）の卒業生・修了生及び在校生の皆様方には様々な御協力を仰ぎました。厚く御礼申し上げます。

(論文目録)

本研究に関係する論文は以下のとおりである。

(1) 計装化シャルピー試験法による動的弾塑性破壊靱性特性値の評価

小林俊郎, 山本 勇, 新家光雄

鉄と鋼, 第71巻, pp.1934-1940, 1985

(2) 計装化シャルピー試験による動的弾塑性破壊靱性の測定精度上の問題点

小林俊郎, 山本 勇, 新家光雄

鉄と鋼, 第72巻, pp.2133-2140, 1986

(3) Evaluation of Dynamic Fracture Toughness Parameters by Instrumented Charpy Impact Test

Toshiro Kobayashi, Isamu Yamamoto and Mitsuo Niinomi

Engineering Fracture Mechanics, Vol.24, pp.773-782, 1986

(4) Evaluation of Dynamic Fracture Toughness Parameters by Instrumented Charpy Test

Toshiro Kobayashi, Isamu Yamamoto and Mitsuo Niinomi

EMAS, Vol. II, pp.815-824, 1986

(5) On Measurement and Validity of Elastic-Plastic Fracture Toughness Parameters by Instrumented Charpy Impact Test

Toshiro Kobayashi, Isamu Yamamoto and Mitsuo Niinomi

Proceedings of 9th Congress on Material Testing, Vol. I, pp.75-79, 1986

- (6) On the Accuracy of Measurement of Dynamic Elastic-Plastic Fracture Toughness Parameters by the Instrumented Charpy Test
Toshiro Kobayashi, Isamu Yamamoto and Mitsuo Niinomi
Engineering Fracture Mechanics, Vol.26, pp.83-94, 1987
- (7) 計装化シャルピー試験法による動的弾塑性破壊靱性値の有効性
小林俊郎, 山本 勇, 上村正樹
鉄と鋼, 第74巻, pp.903-909, 1988
- (8) Evaluation System of Dynamic Elastic-Plastic Fracture Toughness Parameters by Instrumented Charpy Test
Toshiro Kobayashi, Mitsuo Niinomi, Isamu Yamamoto and Masaki Kamimura
Proceedings of Impact Loading and Dynamic Behaviour of Materials, Vol. I, pp.197-204, 1988
- (9) What Does It Tell Us ? - Computer Aided Instrumented Charpy Impact Testing System
Toshiro Kobayashi, Mitsuo Niinomi and Isamu Yamamoto
Proceedings of Oji International Seminar on Dynamic Fracture, pp.203-214, 1989
- (10) Instrumented Impact Test and Evaluation of Fracture Toughness in Polymers
Isamu Yamamoto, Hiroshi Miyata and Toshiro Kobayashi
Proceedings of BENIBANA International Symposium on ' HOW TO IMPROVE THE TOUGHNESS OF POLYMERS AND COMPOSITES ? ' , pp.184-189, 1990

- (1 1) 脆性高分子材料の衝撃試験法の検討と負荷速度依存性
山本 勇, 宮田 博, 猪ヶ倉周一, 小林俊郎
日本機械学会論文集 (A編), 第57巻, pp.108-112, 1991
- (1 2) Estimation of True Fracture Energy for Dynamic Fracture
Toughness Evaluation by Computer Aided Instrumented Impact Test-
ing (CAI) System
Isamu Yamamoto and Toshiro Kobayashi
Proceedings of the 6th International Conference of Mechanical
Behaviour of Materials, Vol.VI, pp.451-456, 1991
- (1 3) Advancement of Dynamic Fracture Toughness Evaluation System -
Computer Aided Instrumented Charpy Impact Testing (CAI) System
Isamu Yamamoto, Eiji Isobe and Toshiro Kobayashi
TRANSACTIONS of the 11th International conference on STRUCTURAL
MECHANICS IN REACTOR TECHNOLOGY, Vol.G, pp.333-338, 1991
- (1 4) Rapid and Inexpensive Dynamic Fracture Toughness Evaluation -
Computer Aided Instrumented Charpy Impact Testing (CAI) System
Toshiro Kobayashi, Isamu Yamamoto and Mitsuo Niinomi
Proceedings of the 10th Congress on Material Testing,
pp.146-151, 1991
- (1 5) Direct Measurement of Fracture Mechanics Parameters from
Instrumented Impact Testing System
Toshiro Kobayashi and Isamu Yamamoto
The abstract of instrumented impact testing of metallic
materials, 1991, NPL

(16) Investigation of Instrumented Impact Test and Loading Rate

Dependency of Fracture Toughness in Brittle Polymers

Isamu Yamamoto, Hiroshi Miyata and Toshiro Kobayashi

JSME International Journal Series I, Vol.35, pp.361-366, 1992

